

## Аналіз впливу електроприводу головних насосів сухого доку на роботу електричної мережі

П. Є. Хрісто

*Досліджено вплив нерегульованого електроприводу змінного струму і регульованого електроприводу постійного струму головних насосів сухого доку на мережу суднобудівельного заводу «Океан» (Україна) в середовищі MatLab SimPowerSystems.*

*Задля точного моделювання глибокопазних асинхронних двигунів було застосовано власну методику визначення параметрів Т-подібної схеми заміщення і коефіцієнту в'язкого тертя віртуального двигуна за каталожними даними. Ця методика спирається на формули, які відповідають Т-подібній і уточненій Г-подібній схемі заміщення. Запропоновано ввести в розрахунок скореговані значення кратності початкового пускового і критичного моменту. Номінальний коефіцієнт потужності визначається опосередковано та порівнюється із каталожним значенням. Залежності роторних опорів апроксимовані елементарними функціями, які забезпечують майже сталі значення цих параметрів при докритичних значеннях ковзання.*

*В результаті моделювання стало зрозуміло, що навіть при почерговому пусканні нерегульованих електронасосних агрегатів відбувається істотне падіння напруги в мережі.*

*Математичну модель електроприводів постійного струму було побудовано зі спільною двоконтурною системою автоматичного керування частотою обертання. На вході кожного генератору імпульсів керування включено резонансний фільтр, чим виключаються можливі помилки в роботі.*

*Результати моделювання переконують у тому, що під час роботи електроприводів постійного струму в мережі виникають комутаційні перепади напруги, споживаний струм виявляється суттєво несинусоїдальним та відбувається споживання реактивної енергії. З урахуванням паразитної ємності кабельної лінії виникають високочастотні коливання напруги, що створює небезпеку для роботи електрообладнання.*

*Завдяки використанню фільтро-компенсуючого пристрою перераховані негативні явища можуть бути виключені, тоді електропривод постійного струму за багатьма показниками переважатиме нерегульований асинхронний електропривод. Для мінімізації споживання реактивної енергії може слугувати система автоматичного керування з інтегральним регулятором потужності реактору зі змінним коефіцієнтом підсилення*

*Ключові слова: асинхронний двигун, каталожні дані, постійний струм, ПП-регулятор, питома ємність, фільтро-компенсуючий пристрій*

## 1. Введення

Невід'ємною частиною багатьох суднобудівельних і судноремонтних заводів є сухі доки або наливні док-камери. Достеменно відомо, що серед перших найбільш широко розповсюдженими є доки, котрі мають гравітаційні камери полегшеної конструкції із дренажем по основі, що пояснюється менш жорсткими гідрогеологічними умовами і капітальними затратами на зведення. Протитиск ґрунтових вод на елементи конструкції докових камер такого типу частково або повністю знімається шляхом дренажу по площі основи та/або завдяки використанню протифільтраційного захисту. Під час експлуатації докові камери періодично наповнюються та спорожняються з метою вводу чи виводу судна, включаючи операції з підготовки докового кіль-блочного набору і точної посадки, яка передуює початку ремонтних робіт. Сухі доки обслуговуються власними насосними станціями, зазвичай розташованими в головній секції камери. Чотири основні групи насосів забезпечують нормальну роботу докових систем спорожнення й подачі води. Дренажні насоси слугують для зняття протитиску на елементи конструкції доку збоку ґрунтових вод. Головні насоси виконують видалення зливної призми з камери у прилеглу акваторію (мінімальний рівень відкачування обмежується утворенням воронки і проникненням повітря всередину системи спорожнення). Зачисні насоси здійснюють остаточне осушування камери, коли закінчується робота головних насосів і також використовуються для видалення виробничих, дощових і фільтраційних вод. Виробничі насоси відповідають за технічне водопостачання і пожежну безпеку доку [1, 2]. Потужності головних та зачисних або дренажних насосів відрізняються приблизно на порядок. Таким чином, найбільш потужними споживачами електроенергії на станціях є головні насоси, які у більшості випадків обладнані нерегульованим асинхронним електроприводом із прямим вмиканням в мережу. Між тим, в роботах [3, 4] показано, що завдяки переходу до регульованого електроприводу головних насосів можна досягти значної економії електроенергії в процесі спорожнення камери. Крім того, з'являється можливість регулювання подачі на етапі остаточної наводки судна перед посадкою на доковий набір і при малих рівнях дзеркала у камері. Потреба у регулюванні напірних засувки та/або вимиканні і повторного пуску частини головних насосів відпадає.

Відомо, що використовувані в електроприводі короткозамкнені асинхронні двигуни мають поліпшені пускові характеристики за рахунок використання клітки ротору зі стержнями колбовидного профілю [5]. Завдяки цьому збільшується кратність пускового моменту, але кратність пускового струму все одно є достатньо великою. Як наслідок, досить тривалий перехідний процес за швидкістю, зумовлений значним сумарним моментом інерції електроприводу, може супроводжуватися помітним зниженням напруги мережі живлення. Останнє явище у більшості випадків негативно позначається на роботі іншого електрообладнання і потребує кількісного аналізу. Шляхом використання регульованого електроприводу постійного струму можна домогтися значного зменшення пускового струму і відповідного провалу напруги джерела живлення скінченної потужності. Але постає проблема впливу на електричну мережу вищих гармо-

нік струму, що їх генерує тиристорний перетворювач, і спотворення напруги, якою живляться інші електроприймачі.

Актуальність роботи полягає у зменшенні впливу потужних електроприводів головних насосів сухого доку на внутрішньозаводську мережу суднобудівельного або судноремонтного заводу і забезпеченні можливості регулювання частоти обертання головних насосів.

## **2. Аналіз літературних даних і постановка проблеми**

Достовірність результатів моделювання пуску асинхронного електроприводу значною мірою залежить від точності завдання параметрів механічної частини і схеми заміщення двигуна [6]. Такі дані, особливо для крупних електричних машин зі змінними параметрами, рідко містяться у довідниках чи каталогах і виникає необхідність у їх кіншому визначенні [7]. Для цього здійснюється процедура ідентифікації за результатами дослідних випробувань, як, зокрема, й при автоналаштуванні інтелектуальних частотних перетворювачів, або використовуються лише розрахункові методики, коли експериментальні дослідження неможливі [8, 9]. У теперішній час більш інтенсивно розвивається перший напрямок, але й другий не вичерпав себе, хоча питанням розрахунку параметрів схеми заміщення асинхронного двигуна на основі довідникових даних присвячено немало друкованих праць, зокрема [10–13]. Тим не менш, описані в них методики наближеного розрахунку, мають, як свої переваги, так і певні недоліки. Так, у відповідності із [10], параметри схеми заміщення асинхронного двигуна запропоновано шукати у досить неординарний спосіб, коли ці величини розглядаються як функції деякої допоміжної змінної, але рекомендації щодо визначення власне її значення не мають строгого теоретичного обґрунтування. Порядок розрахунку, наведений в [11, 12], є коректним для двигунів зі сталими параметрами. У разі глибокопазних асинхронних двигунів великої потужності чи з подвійною кліткою (в обох випадках – параметри змінні) такий порядок розрахунку виявляється непридатним, бо призводить до значної похибки результатів. Крім того, існує додаткове джерело похибки розрахунку, яке спричиняє викривлення результатів навіть при незмінних параметрах схеми заміщення. Причина появи додаткової похибки криється в тому, що у деяких формулах фігурує наближене значення критичного ковзання, яке дорівнює більшому з коренів квадратного рівняння – наслідку зі спрощеної формули Клосса. У [13] містяться формули, які отримано для машин зі змінними параметрами, але за точністю результатів дані формули поступаються іншим методикам, зокрема і тій, яку висвітлено в [10]. Важливо підкреслити, що змінний характер опорів ротору у розглядуваному випадку не збігається з точними аналітичними розв'язками, які здобуті для пазів ротору прямокутного чи колбовидного профілю [6, 10]. Розбіжність полягає у тому, що при малих значеннях ковзання величини активного і індуктивного опору розсіювання ротору у відповідності із точними формулами асимптотично наближаються до певних граничних значень. Натомість залежності, представлені в [13], не мають такої властивості.

Досить часто дослідження асинхронного електроприводу виконується за допомогою готових математичних моделей в середовищі Matlab

SimPowerSystems. Використовувані віртуальні блоки електричних машин дозволяють задавати значення коефіцієнту в'язкого тертя, завдяки чому стає можливим відтворення номінальних даних двигуна на моделі з високою точністю. Але багато дослідників нехтує даним параметром, в результаті чого точність моделювання знижується [14, 15].

Доцільність використання регульованого електроприводу постійного струму диктується значною потужністю головних насосів сухого доку і помірною середньорічною тривалістю їхньої роботи. Відповідні частотно-регульовані електроприводи змінного струму мають складний модульний устрій і набагато більшу вартість [16]. Строк окупності перетворювачів частоти лише за рахунок зниження енергоспоживання може істотно перевищувати п'ятирічний термін. Тому їхнє застосування виявляється недоцільним навіть з урахуванням вищої вартості двигунів постійного струму і витрат на обслуговування щітково-колекторного вузла. Меншою вартістю характеризуються пристрої плавного пуску асинхронних двигунів, але у разі їхнього використання електропривод залишається нерегульованим за частотою обертання. Протягом останніх десятиріч у вентильних електроприводах набули широкого розповсюдження повнокеровані силові ключі (IGBT-транзистори). Штучна комутація таких вентилів у складі вхідних активних випрямлячів (Active front end) дозволяє мінімізувати негативний вплив електроприводів на мережу та здійснювати регулювання реактивної потужності. Однак відповідні перетворювачі напруги для електроприводу постійного струму є близькими за устроєм до перетворювачів частоти із ланкою постійного струму. В них замість трифазного автономного інвертора напруги використовується реверсивний широтно-імпульсний перетворювач. У зв'язку із цим вартість електроприводу постійного струму з активним випрямлячем все ж таки відносно висока. Крім того транзисторний перетворювач напруги у порівнянні із тиристорним характеризується дещо меншим ККД. Це пояснюється двократним перетворенням енергії у першому і однократним – у другому. Тому, як найбільш дешевий варіант регульованого електроприводу головних докових насосів можна розглядати комплектний тиристорний електропривод, зокрема радянського виробництва серії КТЭУ (до 2000 кВт, від 1000 до 12000 кВт), ЭКТ (до 2000 кВт), КТЭ (до 1000 кВт). На ринку можна зустріти пропозиції по закупівлі подібних електроприводів, які тривалий час знаходилися на складському зберіганні або були зняті з експлуатації. Разом із тим відомо, що, наприклад, електроприводи КТЭ в удосконаленій версії випускаються і дотепер.

Питанням розробки та експлуатації електроприводу постійного струму із тиристорним перетворювачем напруги також присвячено велику кількість наукових робіт. У значній їх частині основна увага приділяється проблемам синтезу та аналізу замкнених за основними координатами систем керування, поліпшення динамічних і статичних характеристик електроприводу, проблеми взаємодії електроприводу і мережі при цьому пересуваються на другий план. Підчас розв'язання подібних задач електромеханічна система здебільшого розглядається відокремлено, а загальна електроенергетична система формально замінюється джерелом живлення нескінченної потужності [17]. Однак відомо, що негативними наслідками роботи тиристорного перетворювача напруги по відношенню до електричної ме-

режі є спотворення форми напруги (при значній потужності електроприводу) і споживаного струму [18]. У деяких випадках можуть виникати коливальні явища із частотами, відмінними від основної гармоніки, якщо, наприклад, певні електроприймачі мають ємнісну складову навантаження і виникає резонанс [19]. Аналіз поведінки розгалуженої електричної мережі при наявності керованого випрямляча і реактивного навантаження обох типів потребує знання конкретних умов роботи основних елементів системи. Тому складна і нестала топологія електричної мережі ускладнює системний аналіз електроприводу, відповідна задача може не допустити розв'язання у загальному випадку. За таких умов раціональність тих чи інших технічних рішень можна перевірити, вдаючись до моделювання найбільш вірогідних та напружених режимів сумісної роботи електроприводу і мережі. З цих міркувань істотна відмінність від інших робіт полягає у детальному моделюванні електричної мережі, до складу котрої входять крупні асинхронні двигуни або тиристорні електроприводи постійного струму. В математичній моделі враховано скінченну потужність джерела живлення і ємність кабельної лінії. Як зазначено в літературних джерелах, зокрема [20], ємністю при розрахунку параметрів схеми заміщення кабельної лінії можна знехтувати, коли довжина лінії відносно невелика, а напруга не перевищує 20 кВ. Результати більш детального моделювання переконують у тому, що таке ствердження не є безумовним. Задля підвищення енергетичних показників електроприводи постійного струму можуть оснащуватися автоматичним фільтро-компенсуючим пристроєм, що потребує синтезу регулятора реактивної потужності. Цим питанням у роботі приділяється належна увага.

### **3. Мета і завдання дослідження**

Метою дослідження є доведення можливості заміни нерегульованого електроприводу змінного струму головних насосів сухого доку регульованим електроприводом постійного струму і визначення його складу з урахуванням впливу на роботу мережі суднобудівельного заводу.

Для досягнення мети були поставлені такі завдання:

- визначити коефіцієнт в'язкого тертя і параметри Т-подібної схеми заміщення потужного асинхронного двигуна з глибокопазних ротором так, щоби каталожні дані відтворювалися на математичній моделі з високою точністю;
- створити математичну модель внутрішньозаводської електричної мережі в середовищі MATLAB SimPowerSystems і дослідити вплив на її роботу нерегульованого електроприводу змінного струму головних насосів сухого доку;
- створити математичну модель тиристорних електроприводів постійного струму головних насосів сухого доку і дослідити їхній вплив на роботу мережі без урахування паразитної ємності кабельної лінії та з її урахуванням;
- дослідити вплив тиристорних електроприводів постійного струму головних насосів сухого доку на роботу мережі з урахуванням паразитної ємності кабельної лінії та за наявності конденсаторної батареї;
- створити математичну модель автоматичного фільтро-компенсуючого пристрою і дослідити вплив тиристорних електроприводів постійного струму головних насосів сухого доку на роботу мережі з урахування паразитної ємності кабельної лінії та за наявності фільтро-компенсуючого пристрою.

#### 4. Матеріали і методи дослідження впливу електроприводу головних насосів сухого доку на роботу електричної мережі

Дослідження пуску головних електронасосних агрегатів виконано на конкретному прикладі сухого доку миколаївського суднобудівельного заводу «Океан». Такий вибір пояснюється тим, що дана гідротехнічна споруда має конструкцію, яка ідентична вищеописаній, а номінальна потужність кожного із чотирьох головних електронасосних агрегатів становить 1000 кВт, тобто є достатньо великою. Миколаївський сухий док і по сьогодні залишається одним з найбільших доків Європи і не має інших аналогів у державі [1]. Разом із тим, обладнання доку з огляду на значний строк своєї експлуатації все частіше потребує ремонту чи заміни, а морально застарілі технічні системи очікують на модернізацію.

##### 4. 1. Визначення коефіцієнту в'язкого тертя і параметрів Т-подібної схеми заміщення асинхронного двигуна АН16-41-12

Головні горизонтальні відцентрові насоси типу 48Д-22 сухого доку суднобудівельного заводу «Океан» (Україна) приводяться у рух крупними асинхронними короткозамкненими двигунами з пазами ротору колбовидного профілю типу АН16-41-12 [21]. Також існують аналогічні двигуни з вертикальним валом ВАН16-41-12, які за технічними даними, вказаними на шильдику, від горизонтального виконання відрізняються несуттєво, але в літературі описані детальніше [5]. За класифікацією [13] такі двигуни належать до третьої групи, тобто для них є характерним істотне витіснення струму ротору, але насиченням зубцевої зони можна знехтувати. Згідно [13] параметри двигунів можуть вважатися незмінними, коли ковзання ротору стає близьким або меншим критичного значення. Параметри схеми заміщення зрештою мають бути задані у блоці асинхронного двигуна в середовищі SimPowerSystems програмного пакету MATLAB, який не враховує втрати потужності в сталі статора і ротору. Тому Т-подібна схема заміщення повинна мати гілку намагнічування із чисто індуктивним опором. Для того, щоби зберегти еквівалентність моделі і двигуна з енергетичної точки зору в номінальному режимі роботи, доцільно сталі втрати потужності, тобто механічні і в сталі, врахувати за допомогою коефіцієнту в'язкого тертя. Визначення параметрів схеми заміщення проведемо в три етапи. Спочатку знайдемо такі значення параметрів схеми заміщення, які відповідають докритичним значенням ковзання ротору двигуна. Потім знайдемо значення параметрів, які досягаються в режимі короткого замикання машини. Після цього апроксимуємо опори ротору елементарними функціями, що мають асимптотичний характер при малій абсолютній величині ковзання. Зауважимо, що під час першого етапу розрахунку з метою підвищення точності слід відмовитися від наближеного обчислення критичного ковзання за спрощеною формулою Клосса. Отже, знайдемо електромагнітний момент двигуна за відомими значеннями корисної потужності  $P_{nom}$ , кутової швидкості  $\omega_{nom}$  і ККД  $\eta_{nom}$  для номінального режиму

$$M_{enom} = \frac{P_{nom}}{\omega_{nom}} \left( 1 + \beta_{nom} \frac{1 - \eta_{nom}}{\eta_{nom}} \right), \quad (1)$$

де  $\beta_{nom}$  – це відношення сталих та загальних втрат потужності, коли режим номінальний. Підчас розрахунків прийнято  $\beta_{nom}=0,49$  [22]. Таким чином, сталі і змінні втрати потужності в номінальному режимі майже однакові і номінальне значення ККД близьке до максимуму, який настає при значенні коефіцієнту завантаження двигуна  $\alpha_{max} \approx \sqrt{\beta_{nom} / (1 - \beta_{nom})} \approx 0,98$ . Зауважимо, якщо б було  $\beta_{nom}=0,32886$ , то максимум ККД відповідав би значенню коефіцієнту завантаження  $\alpha_{max} \approx 0,7$ .

Активний опір фази статора знаходимо за формулою

$$R_s = \frac{1}{3I_{snom}^2} \left( \frac{P_{nom}}{\eta_{nom}} - M_{enom} \omega_1 \right), \quad (2)$$

де  $I_{snom}$  – номінальний струм фази статора,

$$\omega_1 = 2\pi f_s / p \quad (3)$$

– кутова швидкість обертання магнітного поля статора,  $f_s$  – частота напруги мережі,  $p$  – число пар полюсів.

Приведений активний опір ротора обчислюється

$$R'_{r0} = \frac{s_{nom}}{C_1} \left( R_i - R_s + \sqrt{R_i \left( 1 - \frac{1}{k_m} \right) \left( R_i \left( 1 + \frac{1}{k_m} \right) - 2R_s \right)} \right), \quad (4)$$

причому

$$R_i = 3U_{nom}^2 / (2C_1 \omega_1 M_{enom}) \quad (5)$$

– уявний активний опір, на якому при номінальній діючій фазній напрузі статора  $U_{nom}$  розсіюється приблизно подвійне номінальне значення електромагнітної потужності асинхронного двигуна;

$$s_{nom} = (\omega_1 - \omega_{nom}) / \omega_1 \quad (6)$$

– номінальне ковзання;

$$C_1 = \left| 1 + (R_s + jX_s) / (jX_m) \right| \quad (7)$$

– коефіцієнт приведення параметрів Т-подібної схеми заміщення до Г-подібної схеми (розсіювання статора), початкове значення якого приймається одиничним,  $X_s$ ,  $X_m$  – індуктивний опір розсіювання обмотки статора і гілки намагнічування,  $k_m$  – кратність максимального моменту. Слід уточнити, що під

кратністю максимального моменту асинхронного двигуна розуміють відношення критичного моменту на валу до номінального моменту на валу двигуна. Однак, зважаючи на малу розбіжність між величинами електромагнітного і механічного моменту, величину кратності часто розраховують із використанням значень електромагнітного моменту [23]. Оскільки в запропонованій моделі механічні втрати потужності збільшені на величину втрат в сталі і додаткових, то слід обчислити скореговане значення кратності максимального електромагнітного моменту

$$k_m = (\lambda_m P_{nom} / \omega_{nom} + b \omega_{nom}) / M_{enom}, \quad (8)$$

де  $\lambda_m$  – довідникове значення кратності максимального моменту на валу;

$$b = \frac{\beta_{nom} P_{nom}}{\omega_{nom}^2} \frac{1 - \eta_{nom}}{\eta_{nom}} \quad (9)$$

– коефіцієнт в'язкого тертя. Слід відзначити, що у формулі (8) момент в'язкого тертя розраховується наближено – за номінальним значенням швидкості замість критичного, але це не призводить до суттєвої похибки.

Індуктивні опори розсіювання статора і ротора приймається такими, що дорівнюють одне одному та розраховуються

$$X_s = X'_{r0} = \frac{1}{1 + C_1} \sqrt{\left( \frac{R_i}{k_m} - 2R_s \right) \frac{R_i}{k_m}}. \quad (10)$$

Тепер визначимо номінальний струм робочого контуру, його повний опір і напругу на затискачах

$$I'_{rnom} = \sqrt{M_{enom} \omega_1 s_{nom} / (3R'_{r0})}, \quad (11)$$

$$Z'_{rnom} = \sqrt{(R'_{r0} / s_{nom})^2 + X'^2_{r0}}, \quad (12)$$

$$U_{0nom} = Z'_{rnom} I'_{rnom}. \quad (13)$$

Номінальний коефіцієнт потужності дорівнює

$$\cos \varphi_{nom} = P_{nom} / (3 \eta_{nom} U_{nom} I_{snom}). \quad (14)$$

Якщо набір вихідних даних включає усі величини, що входять у рівняння (14), то подальші розрахунки доцільне вести, використовуючи розрахункове значення коефіцієнту потужності. Є доцільним попередньо порівняти це зна-



чення з довідниковим для контролю правильності обчислень і несуперечливості вихідних даних.

Номинальний струм намагнічування визначається відповідно до виразу

$$I_{0nom} = I_{snom} \frac{Z_{inom}}{Z'_{nom}} \sqrt{1 - \frac{2U_{nom} \cos(\varphi_{inom} - \varphi_{nom})}{U_{inom}} + \left(\frac{U_{nom}}{U_{inom}}\right)^2}, \quad (15)$$

де

$$U_{inom} = Z_{inom} I_{snom} \quad (16)$$

– падіння напруги на опорі  $Z_{inom}$  від протікання номінального струму статора, причому

$$Z_{inom} = \sqrt{\left(R'_{r0} / s_{nom} + R_s\right)^2 + \left(X_s + X'_{r0}\right)^2}, \quad (17)$$

$$\varphi_{inom} = \arctg \left\{ \left(X_s + X'_{r0}\right) / \left(R'_{r0} / s_{nom} + R_s\right) \right\} \quad (18)$$

– модуль і аргумент уявного еквівалентного опору Т-подібної схеми заміщення, який мав би місце у разі обриву гілки намагнічування;  $\varphi_{nom}$  – номінальний фазовий зсув між напругою і струмом статора двигуна. Слід зазначити, що еквівалентний комплексний опір, який визначається за формулами (17) і (18), має робочий контур спрощеної Г-подібної схеми заміщення асинхронного двигуна при номінальному ковзанні.

Опір гілки намагнічування визначається на підставі (13) і (15), після чого можна обчислити нове більш точне значення коефіцієнту

$$C_1(2) = 1 + X_s(1) / X_m(1), \quad (19)$$

та у разі необхідності повторити розрахунок параметрів. Ітераційний процес має швидку збіжність, зазвичай кількість ітерацій, при якій досягається бажана точність

$$\Delta C_1(N) = |C_1(N+1) - C_1(N)|, \quad (20)$$

не перевищує 4–5. Однак, незважаючи на високу точність визначення коефіцієнту розсіювання статора, відтворити вихідні дані на математичній моделі можна лише з деякою похибкою, оскільки розрахунок спирається на наближені формули (4), (10). З тієї ж причини виникає нев'язка між значеннями напруги на опорі намагнічування  $U_{0nom}$ , якщо обчислювати дану величину у різних спо-

сіб. Перший полягає у використанні формули (13), а другий ґрунтується на формулі

$$U_{0nom} = \sqrt{U_{nom}^2 - 2U_{nom}Z_sI_{snom} \cos(\varphi_s - \varphi_{nom}) + Z_s^2 I_{snom}^2}, \quad (21)$$

в якій

$$Z_s = \sqrt{R_s^2 + X_s^2}, \quad (22)$$

$$\varphi_s = \arctg \{ X_s / R_s \} \quad (23)$$

– модуль і аргумент комплексного опору фази статорної обмотки. Взагалі кажучи, пошук параметрів схеми заміщення можна виконати, скориставшись рівнянням (21) замість (13). Тоді необхідність у використанні рівнянь (11), (12) зникає, але з'являється нев'язка за величиною приведенного струму ротору. Результати обчислень в обох випадках відрізняються, але несуттєво. Як показує аналіз, параметри схеми заміщення можна визначити таким чином, що незначною похибкою буде характеризуватись лише величина кратності електромагнітного критичного моменту. Для цього можна індуктивний опір розсіювання статора знайти, як корінь квадратного рівняння

$$a_0 X_s^2 + a_1 X_s + a_2 = 0, \quad (24)$$

коефіцієнти якого дорівнюють

$$a_0 = 1 - k_{inom}^2 / C_1^2, \quad (25)$$

$$a_1 = 2(k_{inom}^2 X_{\Sigma L} / C_1^2 - Z_b \sin \varphi_{nom}), \quad (26)$$

$$a_2 = Z_b^2 + R_1^2 - k_{inom}^2 \left( \frac{X_{\Sigma L}^2}{C_1^2} + \frac{R_{r0}'^2}{s_{nom}^2} \right) - 2Z_b R_1 \cos \varphi_{nom}, \quad (27)$$

де

$$k_{inom} = I'_{rnom} / I_{snom} \quad (28)$$

– кратність номінального струму робочого контуру Т-подібної схеми заміщення;

$$Z_b = U_{nom} / I_{snom} \quad (29)$$

– базовий опір;

$$X_{\Sigma L} = \sqrt{(R_i / k_m - 2R_s) R_i / k_m} \quad (30)$$

– сумарний реактивний опір робочого контуру уточненої Г-подібної схеми заміщення. Тоді приведений індуктивний опір розсіювання ротору знайдеться, як

$$X'_{r0} = (X_{\Sigma L} - X_s) / C_1, \quad (31)$$

Також можливий варіант, коли індуктивний опір розсіювання статора визначається, як і раніше, за формулою (10), але індуктивний опір розсіювання ротору знаходиться із використанням рівностей (21), (11)–(13). У такому разі при  $X'_{r0} \neq X_s$  рівняння (30) перетворюється на нерівність. Коефіцієнт розсіювання в обох розглядуваних випадках не вдається знайти методом простих ітерацій. Даний коефіцієнт може бути визначений за вищеописаною методикою – попередньо, або за умови досягнення бажаного значення кратності електромагнітного критичного моменту. Коефіцієнт розсіювання також вдається знайти за умови рівності індуктивних опорів розсіювання статора і приведенного – ротору у процесі їхнього сумісного розрахунку.

Перейдемо до визначення значень параметрів схеми заміщення в режимі короткого замикання. Для цього режиму є характерним певне збільшення приведенного активного опору ротору у порівнянні зі значенням  $R'_{r0}$  і зменшення приведенного індуктивного опору розсіювання порівняно з  $X'_{r0}$ , інші параметри залишаються без змін. Знайдемо значення коефіцієнту потужності, яке досягається в режимі короткого замикання

$$\cos \varphi_1 = (3k_i^2 I_{snom}^2 R_s + k_{m1} M_{enom} \omega_1) / (3U_{nom} k_i I_{snom}), \quad (32)$$

де  $k_i$ ,  $k_{m1}$  – кратність початкового пускового струму і моменту двигуна. Остання величина має бути уточнена за допомогою формули, яка включає довідникове значення кратності початкового пускового моменту  $\lambda_{m1}$

$$k_{m1} = \lambda_{m1} P_{nom} / (\omega_{nom} M_{enom}). \quad (33)$$

Уявне значення струму гілки намагнічування  $I_{0i}$ , яке мало б місце у разі прикладання напруги  $U_{nom}$  до її затискачів, а також падіння напруги  $U_{s1}$  на повному опорі обмотки статора від протікання струму короткого замикання  $k_i I_{snom}$  знаходиться

$$I_{0i} = U_{nom} / X_m, \quad (34)$$

$$U_{s1} = Z_s k_i I_{snom}. \quad (35)$$

Активна, реактивна складова і повний струм короткого замикання робочого контуру визначається за формулами

$$I'_{r1a} = [k_s \sin(\varphi_s - \varphi_1) + \cos \varphi_1] k_i I_{snom}, \quad (36)$$

$$I'_{r1x} = I_{0i} - [k_s \cos(\varphi_s - \varphi_1) + \sin \varphi_1] k_i I_{snom}, \quad (37)$$

$$I'_{r1} = \sqrt{I_{r1a}^2 + I_{r1x}^2}, \quad (38)$$

причому  $\varphi_1$  – це фазовий зсув між номінальною напругою і струмом короткого замикання, а

$$k_s = Z_s / X_m \quad (39)$$

– відносна величина.

Використовуючи отримані результати, знаходимо приведені активний, повний та реактивний опір ротору в режимі короткого замикання

$$R'_{r1} = k_{m1} M_{enom} \omega_1 / (3 I_{r1}^2), \quad (40)$$

$$Z'_{r1} = \frac{U_{nom}}{I'_{r1}} \sqrt{1 - \frac{2U_{s1} \cos(\varphi_s - \varphi_1)}{U_{nom}} + \left( \frac{U_{s1}}{U_{nom}} \right)^2}, \quad (41)$$

$$X'_{r1} = \sqrt{Z_{r1}'^2 - R_{r1}'^2}. \quad (42)$$

Апроксимуючі функції опорів ротору  $R'_r = R'_r(s)$  та  $X'_r = X'_r(s)$  мають задовольняти умовам

$$\lim_{s \rightarrow 0} R'_r(s) = R'_{r0}, \quad R'_r(s_c) \approx R'_{r0}, \quad R'_r(1) = R'_{r1}; \quad (43)$$

$$\lim_{s \rightarrow 0} X'_r(s) = X'_{r0}, \quad X'_r(s_c) \approx X'_{r0}, \quad X'_r(1) = X'_{r1}. \quad (44)$$

З урахуванням цих умов пропонуються наступні формули

$$R'_r(s) = R'_{r0} + (R'_{r1} - R'_{r0}) e^{k_r(s-1)/s}, \quad (45)$$

$$X'_r(s) = X'_{r1} + (X'_{r0} - X'_{r1}) \left(1 - e^{k_x(s-1)/s}\right), \quad (46)$$

причому  $k_r, k_x$  – це деякі коефіцієнти, які прийняті такими, що дорівнюють  $k_r=k_x=0,5$ . Формули (45), (46) по суті є однотипними, у чому можна переконатися, якщо розкрити дужки у виразу  $X'_r(s)$ , але перевага такої форми запису полягає у додатності змінних складових опорів. Хоча розглядуваний двигун є короткозамкненим, його модель може бути створена за допомогою блоку асинхронного двигуна з фазним ротором. При цьому власний активний опір та індуктивність розсіювання ротору двигуна задаються такими, що дорівнюють  $R'_{r0}$  і  $L'_r = X'_{r1} / (2\pi f_s)$ . А у якості зовнішнього опору використовуються активно-індуктивні ланцюги зі змінними параметрами, які з'єднані у «зірку» та описуються однотипними рівняннями. Для фази «А» маємо

$$L'_{rvar}(s) \frac{di'_{ra}}{dt} + \left( \frac{dL'_{rvar}}{ds} \frac{ds}{dt} + R'_{rvar}(s) \right) i'_{ra} = u'_{ra}, \quad (47)$$

де

$$L'_{rvar} = \frac{X'_{r0} - X'_{r1}}{2\pi f_s} \left(1 - e^{k_x(s-1)/s}\right) \quad (48)$$

– зовнішня змінна індуктивність,

$$R'_{rvar} = (R'_{r1} - R'_{r0}) e^{k_r(s-1)/s} \quad (49)$$

– зовнішній змінний активний опір. Перший доданок у дужках лівої частини рівняння (47) можна розглядати, як перехідну складову активного опору, яка обумовлена залежністю потокозчеплення розсіювання ротору від частоти роторного струму у наслідку його витіснення. Обчислимо похідну індуктивності за ковзанням та її значення у характерних точках

$$\frac{dL'_{rvar}}{ds} = - \frac{X'_{r0} - X'_{r1}}{2\pi f_s} \frac{e^{k_x}}{k_x} \left( \frac{k_x}{s} \right)^2 e^{-\frac{k_x}{s}}, \quad (50)$$

$$\lim_{s \rightarrow 0} \frac{dL'_{rvar}}{ds} = 0, \quad \left. \frac{dL'_{rvar}}{ds} \right|_{s=1} = -k_x \frac{X'_{r0} - X'_{r1}}{2\pi f_s}. \quad (51)$$

Знайдемо другу похідну індуктивності

$$\frac{d^2 L'_{rvar}}{ds^2} = \frac{X'_{r0} - X'_{r1}}{2\pi f_s} \frac{e^{k_x}}{k_x} \left( \frac{2k_x}{s} - \left( \frac{k_x}{s} \right)^2 \right) e^{-\frac{k_x}{s}} \frac{k_x}{s^2}, \quad (52)$$

Очевидний нуль другої похідної  $s=k_x/2$ , при якому перша похідна досягає свого мінімального значення

$$\left. \frac{dL'_{rvar}}{ds} \right|_{s=k_x/2} = -\frac{4e^{k_x-2}}{k_x} \frac{X'_{r0} - X'_{r1}}{2\pi f_s}. \quad (53)$$

Найбільше значення похідної  $\frac{dL'_{rvar}}{ds}$  за модулем на відрізку  $s \in [0; 1]$  є порівняно малим, а ковзання під час перехідного процесу змінюється достатньо повільно,  $|ds/dt| < 0,5 \text{ с}^{-1}$ . З огляду на це можна знехтувати першим доданком у дужках лівої частини рівняння (47) порівняно із величиною  $R'_{rvar}$  і спростити дане рівняння. Тоді будемо мати

$$L'_{rvar}(s) \frac{di'_{ra}}{dt} + R'_{rvar}(s) i'_{ra} = u'_{ra}. \quad (54)$$

Дотримуючись вищеописаного порядку розрахунку, вдалося знайти шукані значення коефіцієнту в'язкого тертя і параметрів Т-подібної схеми заміщення асинхронного двигуна, які забезпечують високу точність математичної моделі. Результати обчислень представлені в табл. 1, а статичні характеристики двигуна – на рис. 1.

У розрахунках прийнято  $k_{m1}=\lambda_{m1}$  та  $k_m=\lambda_m$ , оскільки формули (8) і (33) було отримано вже після виконання основного об'єму розрахунків. Однак невідповідність між реальним двигуном і його математичною моделлю, яка є наслідком завищення кратності початкового пускового і максимального електромагнітного моменту, є прийнятною. Модель двигуна виявляється більш досконалою з точки зору електромеханічного перетворення енергії в статичних і динамічних режимах роботи. Зокрема модель двигуна характеризується меншим часом пуску за інших рівних умов. Для оцінки кратності максимального електромагнітного моменту математичної моделі асинхронного двигуна було створено віртуальне навантаження зі статичною механічною характеристикою, що описується рівнянням

$$M = k_m M_{enom} \left( n / n_v \right)^{10} - \pi b n / 30, \quad (55)$$

причому  $n_v=475; 477,5; 480$  об/хв. Завдяки рівнянню (55) забезпечується стійка робота моделі асинхронного двигуна в околі критичної точки його механічної характеристики на відміну від сталого статичного моменту. На рис. 1 зображені криві, побудовані за рівнянням (55), але без урахування лінійної складової мо-

менту, для граничних значень швидкості  $n_1$  і  $n_3$ . Статичні характеристики асинхронного двигуна побудовано на основі уточненої Г-подібної схеми заміщення. Електромеханічна характеристика встановлює зв'язок між відносною величиною кутової швидкості ротору і струмом робочого контуру Т-подібної схеми, а механічна характеристика відображає залежність між відносною величиною кутової швидкості і електромагнітного моменту. Як видно з рис. 1, бажаний характер зміни роторних опорів, виражених у відносних одиницях, досягається, і у межах робочої гілки механічної характеристики двигуна параметри ротору є практично сталими.

Таблиця 1

Результати обчислень параметрів двигуна АН16-41-12

Параметр	Значення	
	При холостому ході	При короткому замиканні
$R'_s$ , Ом	0,62223	0,62223
$X_s$ , Ом	3,3549	3,3549
$X_m$ , Ом	79,884	79,884
$R'_r$ , Ом	0,28976	0,75622
$X'_r$ , Ом	3,3549	1,9152
Двигуна	Задане (скореговане)	Розрахункове
$b$ , Нмс/рад	—	13,515
$P_{nom}$ , кВт	1000	1000,1
$U_{nom}$ , В	6000	6000
$I_{snom}$ , А	121	120,99
$n_{nom}$ , об/хв	495	495,01
$\cos\varphi_{nom}$	0,85 (0,85419)	0,85422
$\eta_{nom}$	0,931	0,93113
$I_{s1}/I_{snom}$	5,3	5,3
$M_{e1}/M_{enom}$	0,85 (0,82021)	0,85
$M_{emax}/M_{enom}$	2,2 (2,1579)	2,1983, коли $\omega_3=479,963$ рад/с 2,2063, коли $\omega_2=477,636$ рад/с 2,1863, коли $\omega_1=474,704$ рад/с

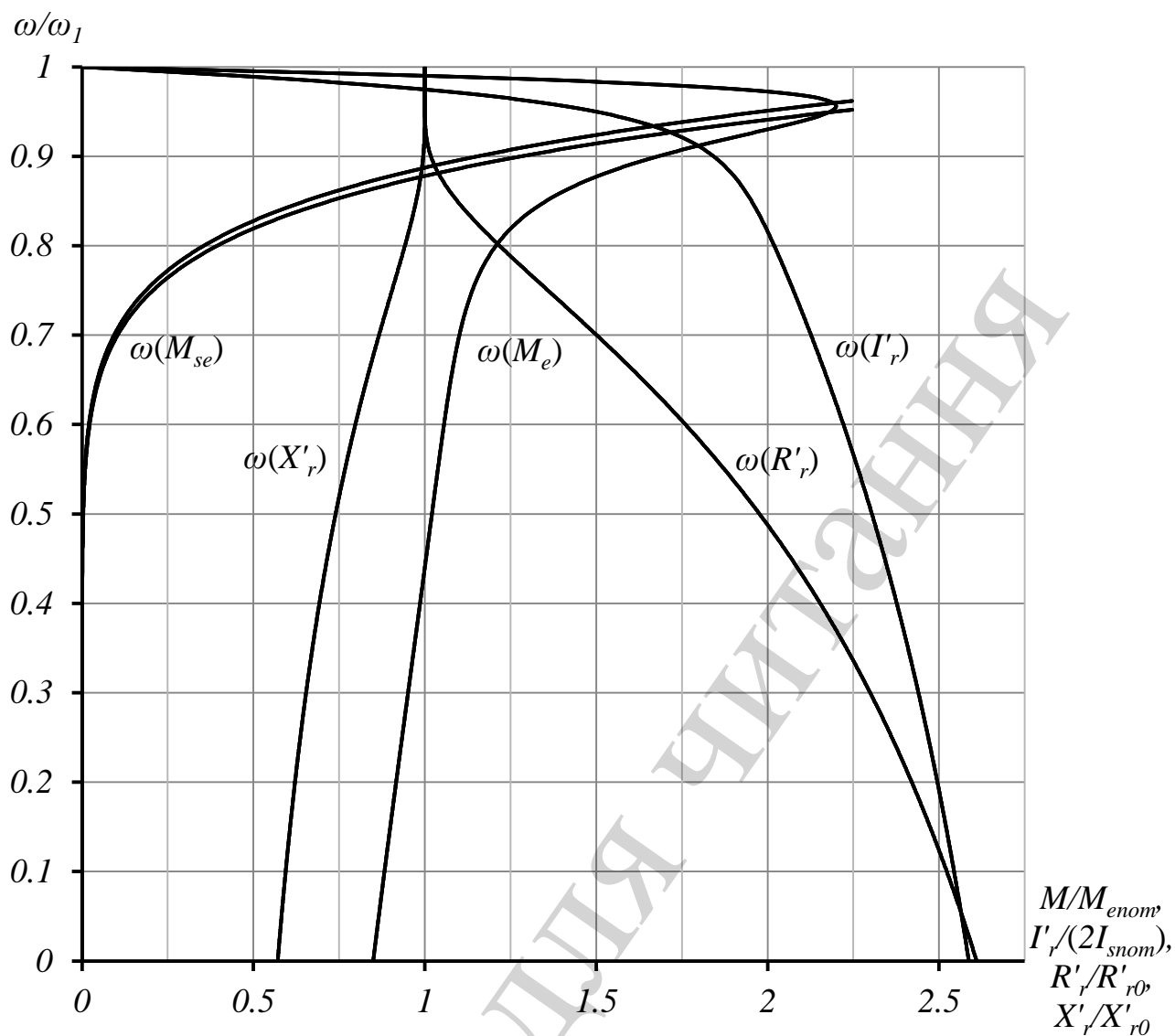
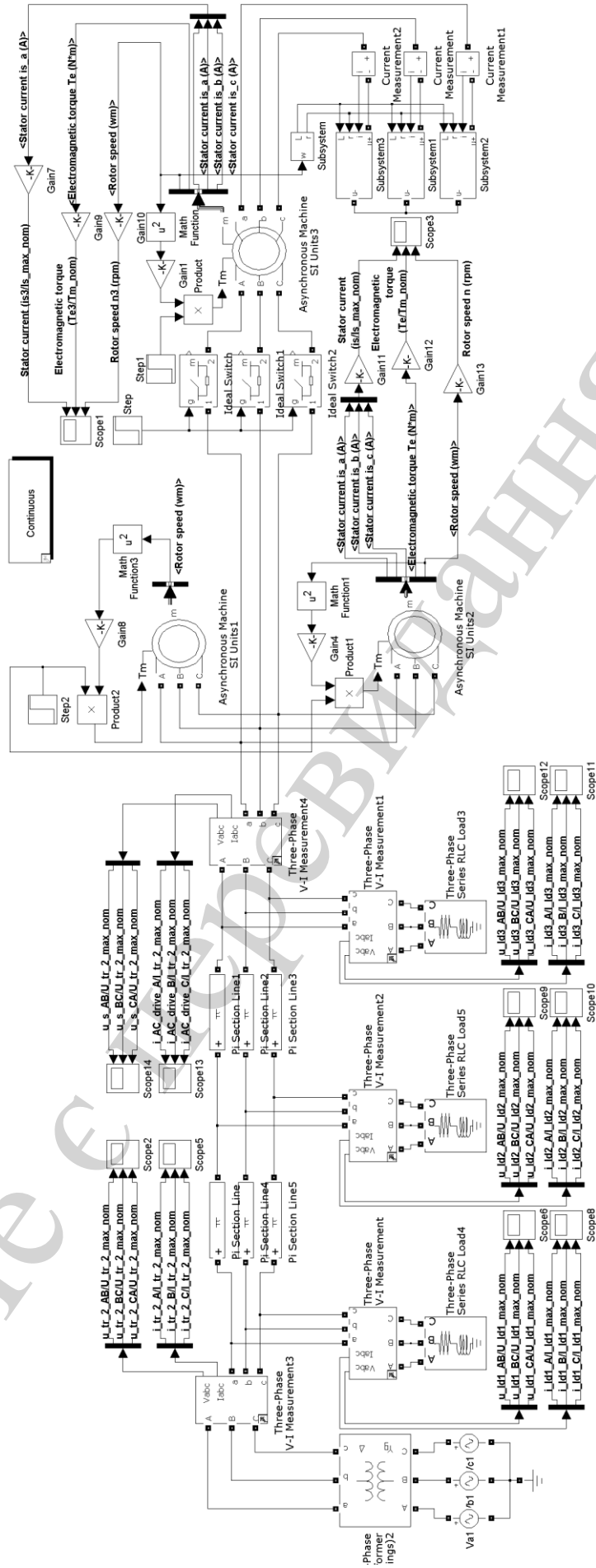


Рис. 1. Статичні характеристики двигуна АН16-41-12

#### 4. 2. Дослідження впливу електроприводу змінного струму на роботу мережі

Для оцінки впливу пускових струмів асинхронних короткозамкнених двигунів АН16-41-12 головних електронасосних агрегатів докової насосної станції на мережу було створено математичну модель в середовищі MATLAB SimPowerSystems, блок-схему якої представлено на рис. 2.



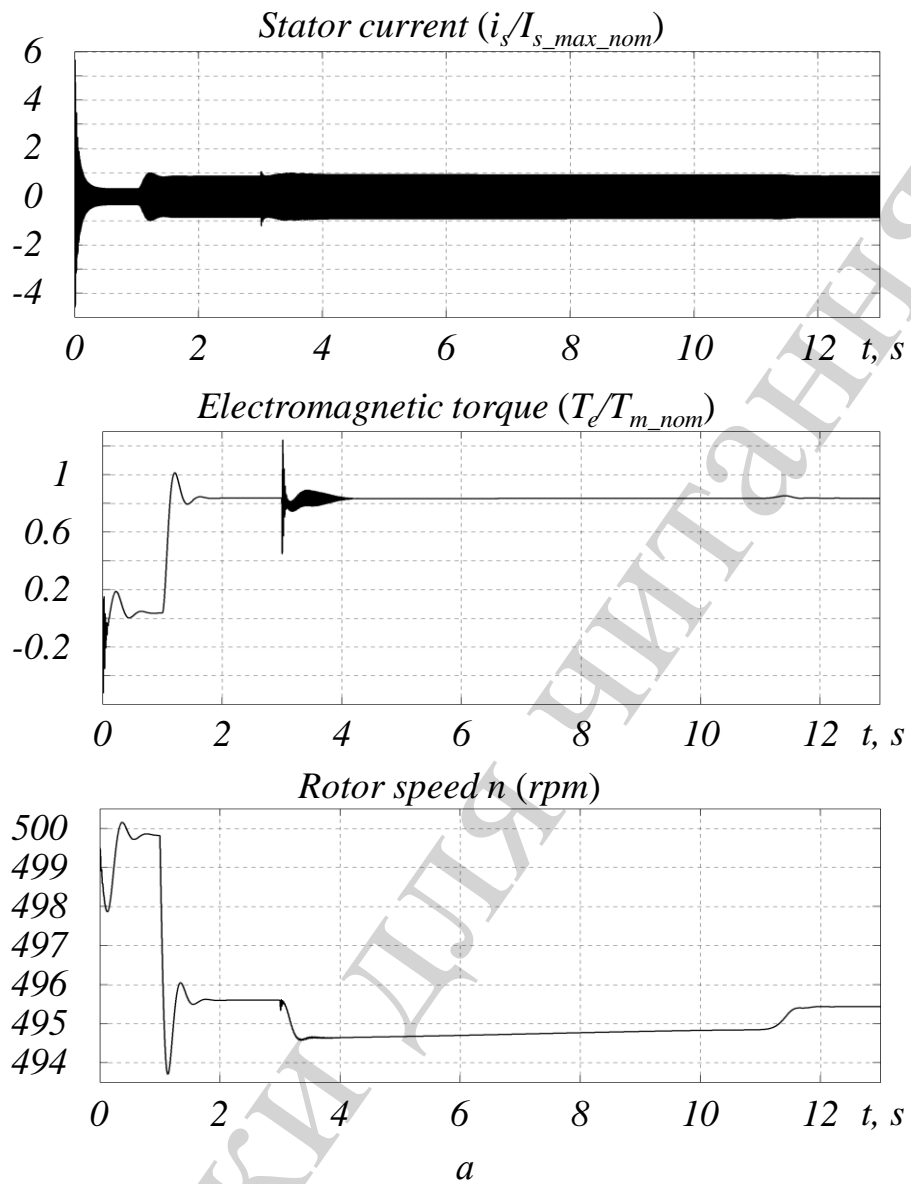




насосів, при номінальній лінійній напрузі 6 кВ споживає активну потужність 250 кВт. Коефіцієнт потужності становить 0,8, фазні опори з'єднано у «зірку». Аналогічним чином налаштовано блок навантаження, який моделює електрообладнання, підключене у вузлі з'єднання ділянок кабельної лінії. Кількість двигунів АН16-41-12, що їх паралельна робота передбачена у математичній моделі, дорівнює трьом, а четвертий електронасосний агрегат вважається резервним. Відомо, що з метою зменшення навантаження на електричну мережу пуск двигунів головних відцентрових насосів здійснюють по черзі на закриту засувку напірних ліній гідравлічної мережі. Тому найбільш суттєвий вплив на роботу електричної мережі чинить пуск останнього третього електронасосного агрегату, коли два інших вже знаходяться в роботі або продовжують працювати на закриту засувку. З огляду на це в математичній моделі статичне навантаження усіх трьох двигунів є однаковим, має вентиляторний характер і відповідає холостому ходу насосів 48Д-22. Досліджуваний режим роботи – пуск останнього електронасосного агрегату на закриту засувку, коли має місце холостий хід перших двох. Сумарний момент інерції кожного електронасосного агрегату визначається, як такий, що дорівнює подвійному значенню моменту інерції ротору двигуна з урахуванням маси робочого колеса насоса і приєднаної маси води, якою заповнені його канали. У припущенні неістотних коливань швидкості  $i$ , як наслідок, практичної сталості параметрів ротору першої пари двигунів в процесі пуску третього, ці двигуни розглядаються при моделюванні, як короткозамкнені – із близьким до нульового початковим значенням ковзання. Завдяки такому підходу значно скорочується час розрахунку перехідних процесів. Двигун, що пускається, представлено в математичній моделі електричної мережі за допомогою блоку асинхронної машини з фазним ротором, до якого приєднано зовнішній змінний активно-індуктивний опір. Активний опір та індуктивність розраховуються у функції кутової швидкості за допомогою підсистеми Subsystem, зображеної на рис. 2, б. Блок обмеження слугує для виключення помилки ділення на нульове значення ковзання в блоках, що використовують формули (40) і (41). Миттєве падіння напруги на фазах зовнішнього змінного опору обчислюється за допомогою підсистем Subsystem1-3, блок-схему яких наведено на рис. 2, в. Графіки перехідних процесів за відносним струмом статора, відносним електромагнітним моментом і абсолютною частотою обертання пари короткозамкнених двигунів ідентичні, їх зображено на рис. 3, а. Асинхронному двигуну з фазним ротором відповідає рис. 3, б.

У початковий момент часу пара короткозамкнених двигунів обертається зі швидкістю, близькою до синхронної, а статичне навантаження відсутнє, тому в наслідок прикладання напруги живлення до затискачів статорної обмотки виникає нетривалий перехідний процес. Через проміжок часу 1 с двигуни вже мають практично усталену швидкість, але відбувається накидання статичного моменту і перехідний процес розпочинається знову. Упродовж наступної секунди перехідний процес за збуренням короткозамкнених двигунів практично добігає кінця і в момент часу 3 с відбувається підключення до мережі асинхронного двигуна з фазним ротором, який до цієї миті був нерухомий. Пуск асинхронного двигуна з фазним ротором, яким формально замінено короткозамкнений двигун АН16-41-12 зі змін-

ними параметрами, триває близько 8,5 с і супроводжується істотним зниженням напруги живлення, про що свідчить графік на рис. 4.



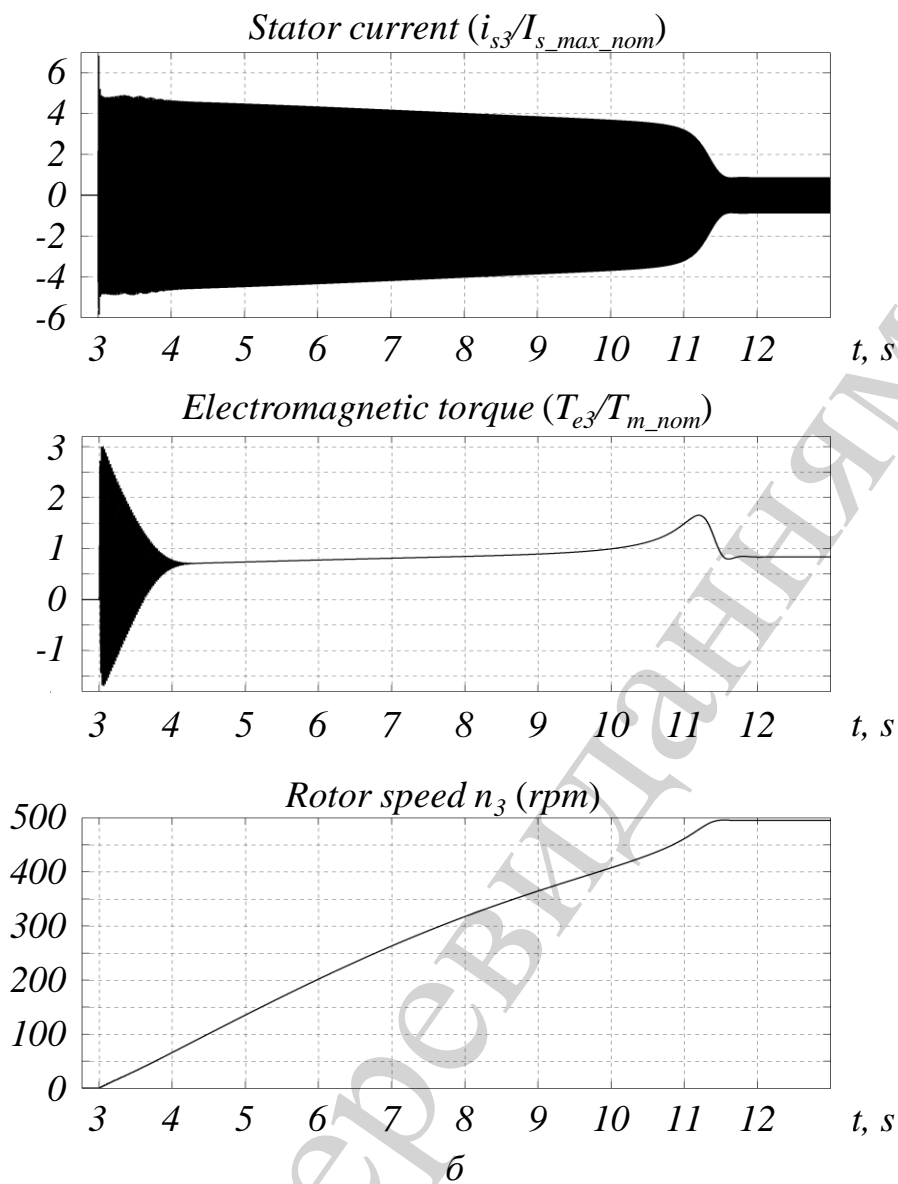


Рис. 3. Графіки перехідних процесів асинхронного двигуна: *a* – з короткозамкненим ротором; *б* – з фазним ротором

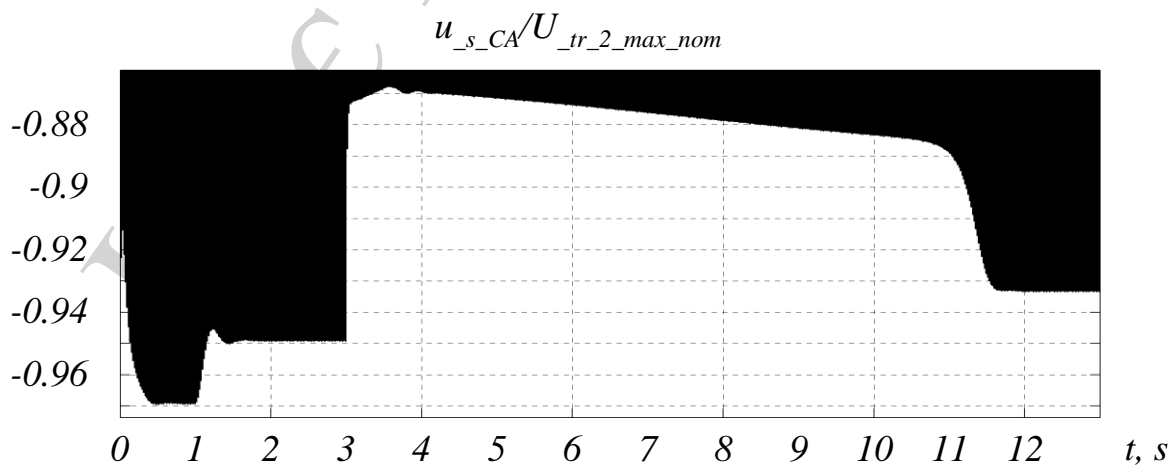


Рис. 4. Графік перехідного процесу за лінійною напругою на статорі

Відносне відхилення напруги статора упродовж пуску двигуна становить близько 11...13 %. Як видно з рис. 3, *a*, падіння напруги живлення спричиняє відповідний малий спад частоти обертання пари короткозамкнених двигунів, що пояснюється великою жорсткістю їхніх механічних характеристик. Наприкінці першої ділянки кабельної лінії відхилення напруги складає протягом перехідного процесу приблизно 8...10 %, а на виході головного трансформатору 6...7 %.

В процесі пуску двигуна навантаження за струмом головного трансформатору є близьким до номінального, про що свідчить графік, зображений на рис. 5.

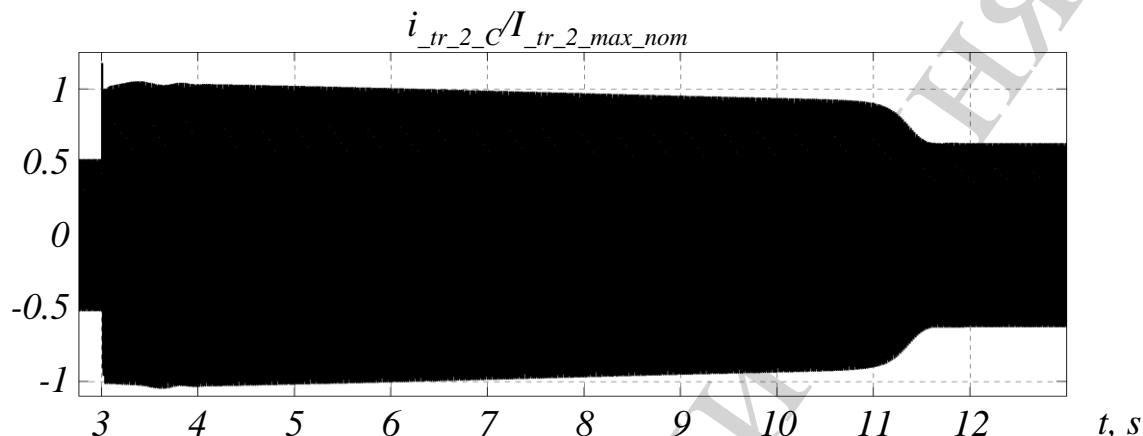


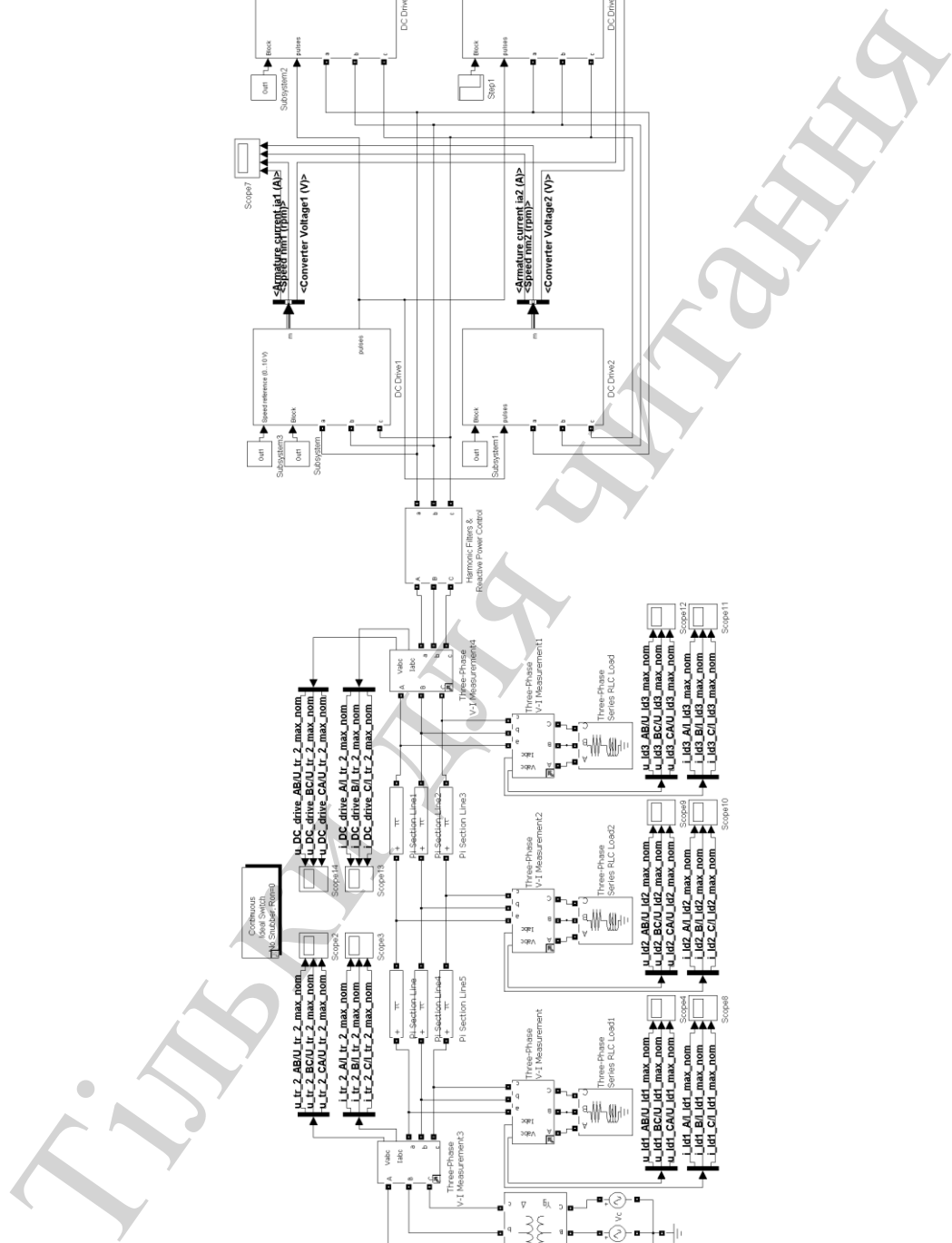
Рис. 5. Графік перехідного процесу за вторинним лінійним струмом головного трансформатору

У порівнянні із перехідною квазіусталена величина миттєвого струму відповідним чином зменшується, але зростає по відношенню до квазістатичного режиму роботи лише двох електронасосних агрегатів.

#### 4. 3. Дослідження впливу електроприводу постійного струму на роботу мережі

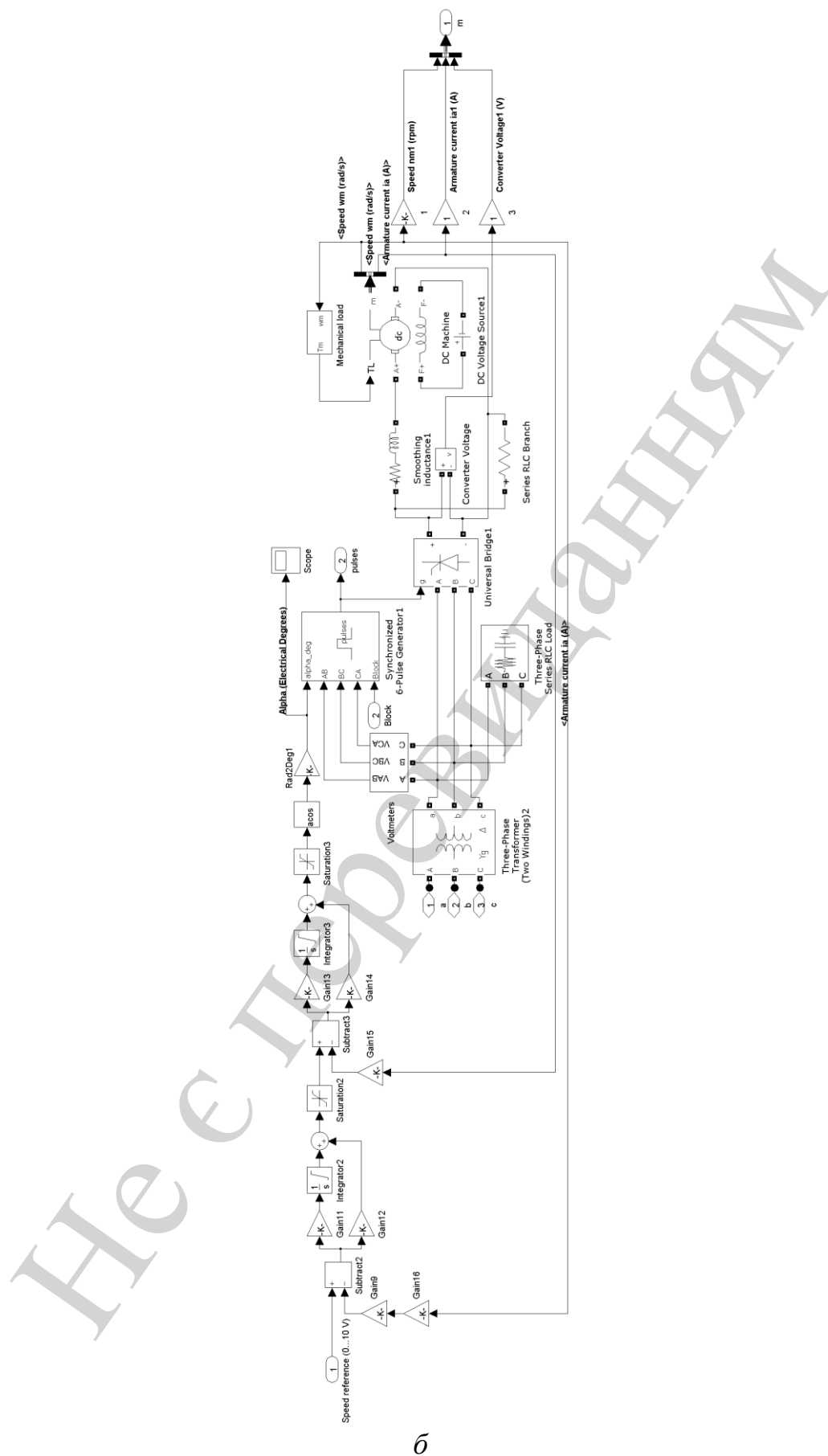
Для приведення у рух кожного з чотирьох насосів 48Д-22 було обрано двигун постійного струму МПЭ-1000-630 УХЛ 3 радянського виробництва, який призначений для приводу механізмів тяги і підйому великих крокуючих екскаваторів, наприклад, ЭШ20-90 [25, 26]. Обраний двигун має незалежну вентиляцію і розрахований на тривалу роботу із пониженою швидкістю при номінальному навантаженні. Для зменшення зони переривчастого струму і обмеження величини пульсацій у якірне коло двигуна увімкнений реактор СРОСЗ-2000МУХЛ4 радянського виробництва [27]. Для узгодження напруги мережі і живлення двигуна, а також обмеження темпу зростання струму тиристорів керованого випрямляча використовується сухий трансформатор ТСЗП-1600/10УЗ-1 радянського виробництва [27]. Таким чином, кожен електронасосний агрегат отримує живлення від свого трансформатору. Взагалі кажучи, кількість трансформаторів може бути меншою чотирьох за умови відповідного збільшення їхньої номінальної потужності, але паралельне підключення декількох тиристорних перетворювачів до одного трансформатору може потребувати додаткового встановлення струмообмежувальних реакторів. Такий варіант в даній

роботі не розглядається. Схема перетворювача напруги – трифазна мостова, номінальна напруга на виході 460 В, номінальний середньо-випрямлений струм 2500 А. Двигун живиться від перетворювача напругою, яка є нижчою, ніж номінальна напруга живлення якірного кола (600 В). При цьому забезпечується режим роботи насосу 48Д-22, близький до номінального, тому що номінальне значення частоти обертання і потужності двигуна є більшим у порівнянні з насосом. Система імпульсно-фазового керування має регульовальну характеристику арккосинусоїдального типу, завдяки чому результуюча регульовальна характеристика перетворювача набуває лінійного вигляду. Для обмеження якірного струму у динамічних режимах і точного регулювання швидкості в процесі роботи електропривод постійного струму має двоконтурну систему автоматичного керування з підпорядкованим регулюванням координат [28]. Контур струму налаштовано на модульний оптимум, а швидкості – на симетричний оптимум. Зважаючи на це, обидва контурні регулятори синтезовані, як пропорційно-інтегральні. Як відомо, коефіцієнти підсилення регулятора струму залежать від параметрів якірного кола і приведених до нього параметрів джерела змінної напруги скінченної потужності та, зокрема, від опору комутації. Таким чином, параметри регулятора струму було обчислено з урахуванням індуктивності розсіювання та активного опору обмоток трансформатору ТСЗП-1600/10УЗ-1, але впливом мережі знехтували. Блок-схема математичної моделі мережі в середовищі SimPowerSysytems з електроприводами постійного струму головних насосів представлена на рис. 6, а.



a

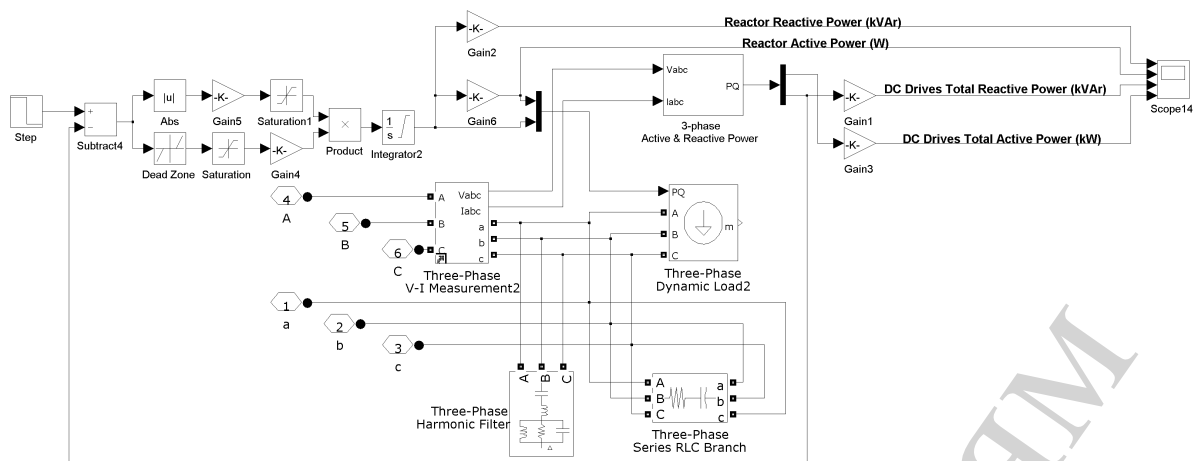




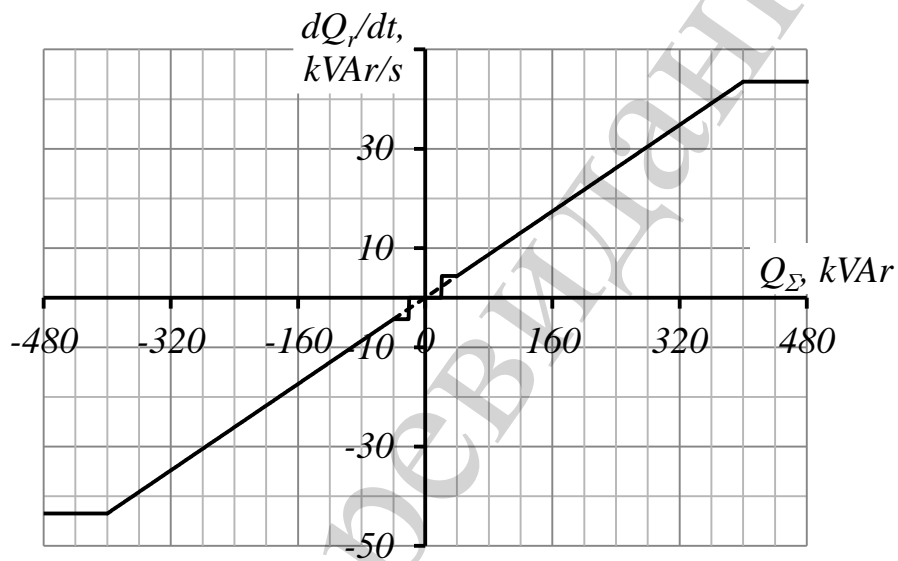
б

Рис. 6. Блок-схема математичної моделі: а – мережі з електроприводом постійного струму; б – підсистеми DC Drive1

До її складу входять підсистеми першого і другого рівню вкладення, які наведено, відповідно, на рис. 6, б і 7, а та рис. 8. Дана блок-схема в цілому аналогічна блок-схемі, зображеній на рис. 2, а. Але ця блок-схема замість трьох блоків асинхронних двигунів містить чотири підсистеми тиристорного електроприводу постійного струму DC Drive1-4 із вентиляторним навантаженням, яке відповідає холостому ходу відцентрових насосів 48Д-22. На відміну від асинхронних, навантаження двигунів постійного струму штучно збільшене (750 кВт і 900 кВт при 485 об/хв, відповідно) для контролю такого режиму роботи системи, який є достатньо близьким до номінального. Окрім вентиляторної складової статичного моменту до валу кожного двигуна за винятком четвертого у певні проміжки часу прикладається реактивний момент величиною  $10M_{enom}$  задля їхнього швидкого гальмування. Системою автоматичного керування, блок-схему якої зображено на рис. 6, б, оснащено лише один з електронасосних агрегатів, а три інші мають розімкнений електропривод і керуються спільним сигналом. Система автоматичного керування обмежує пусковий струм кожного двигуна на рівні  $1,2I_{nom}$ . Для зменшення часу розрахунку тиристори моделюються, як ідеальні ключі, які у відкритому стані характеризуються незмінним значенням падіння напруги 1,5 В. Тому задля непорушності першого закону комутації на вході перетворювача за схемою «зірка» увімкнено трифазне активно-ємнісне навантаження. Значення активної і реактивної потужності становить, відповідно, 10 Вт і 20 ВАр при лінійній напрузі 410 В. На виході перетворювача увімкнено резистор з величиною активного опору 10 кОм. Підсистема Voltmeters слугує для вимірювання лінійних напруг на вході перетворювача, які використовуються у якості входних сигналів генератору імпульсів керування тиристорами (Synchronized 6-Pulse Generator). Тому що відбувається явище комутації, у часових діаграмах лінійних напруг на затискачах вторинної обмотки трансформатору з'являються відповідні короточасні сплески і, як наслідок, коректна робота генератору імпульсів керування тиристорами може порушуватися. Для запобігання помилкам в процесі керування ключами дана підсистема містить резонансний фільтр, налаштований на частоту мережі [29]. Блок-схему підсистеми Voltmeters представлено на рис. 8, а, активний опір фільтру дорівнює 10 кОм, величина індуктивності і ємності прийнята однаковою, такою, що дорівнює  $1/(2\pi f_s)$ . Усі електроприводи постійного струму підключено до мережі паралельно із компонентами фільтро-компенсуючого пристрою. Його модель оформлено у вигляді підсистеми Harmonic Filters & Reactive Power Control, блок-схема якої представлена на рис. 7, а.

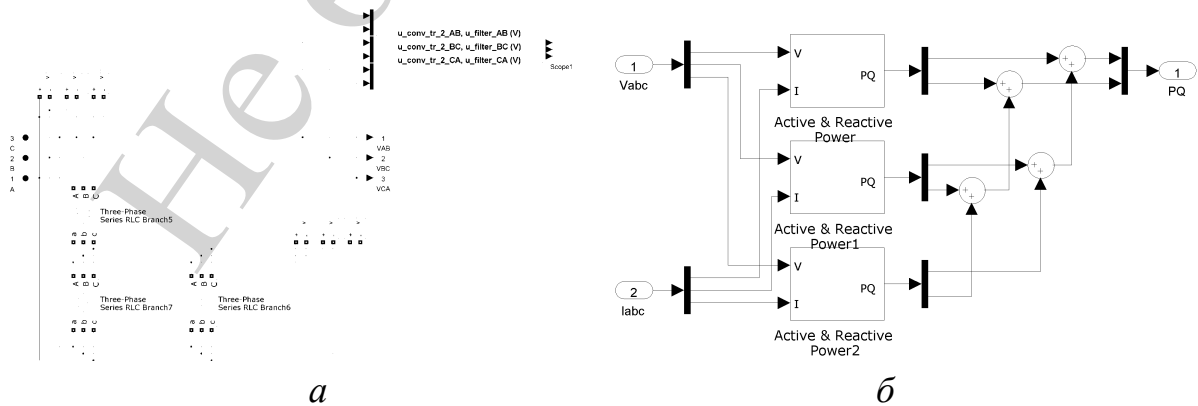


*a*



*б*

Рис. 7. Модель фільтро-компенсуючого пристрою: *a* – блок-схема підсистеми Harmonic Filters & Reactive Power Control; *б* – графік залежності вхідного сигналу інтегруючої ланки від похибки



*a*

*б*

Рис. 8. Блок-схема підсистеми другого рівню вкладення: *a* – Voltmeters; *б* – 3-phase Active & Reactive Power

У загальному випадку фільтро-компенсуючий пристрій включає до свого складу такі компоненти, як конденсаторна батарея, фільтр вищих гармонік струму із подвійним налаштуванням (Double tuned Three-Phase Harmonic Filter) і регульований реактор. Номінальна реактивна потужність конденсаторної батареї складає 7200 кВАр. Фільтр налаштований на п'яту і сьому гармоніку струму, схема з'єднання фаз – «трикутник». Номінальна реактивна потужність фільтру становить 1500 кВАр, а коефіцієнт добротності 64. За цими даними можна отримати значення індуктивностей, ємностей і активного опору фаз фільтру, якщо скористатися командами Generate Report/Generate the circuit netlist report у блоці powergui чи наступними формулами

$$L_1 = \frac{\gamma k_1 k_2 - 1}{(k_1^2 - 1)(k_2^2 - 1)} \frac{1}{\Omega_{nom}} \frac{3U_{nom}^2}{Q_{nom}}, \quad (56)$$

$$C_1 = \frac{\gamma}{k_1 k_2} \frac{1}{\Omega_{nom}^2 L_1}, \quad (57)$$

$$C_2 = \frac{\gamma}{(\gamma k_2 - k_1)(k_2 - \gamma k_1)} \frac{1}{\Omega_{nom}^2 L_1}, \quad (58)$$

$$L_2 = \frac{1}{\gamma k_1 k_2} \frac{1}{\Omega_{nom}^2 C_2}, \quad (59)$$

$$R_2 = q L_2 \Omega_{nom} \sqrt{\gamma k_1 k_2}, \quad (60)$$

де  $k_1, k_2$  – порядкові номери вищих гармонік,  $\Omega_{nom}, U_{nom}, Q_{nom}$  – номінальні значення кругової частоти, фазної напруги і сумарної реактивної потужності;  $q$  – коефіцієнт добротності;  $\gamma$  – деякий коефіцієнт, який при  $k_1=5, k_2=7$  набуває значення  $\gamma=0,942858$ . Можна показати, що при такому налаштуванні фільтру, коли  $R_2 \rightarrow \infty$  і  $\gamma=1$ , завжди виконується гранична рівність

$$\frac{dX_f(\Omega)/d\Omega|_{\Omega=k_1\Omega_{nom}}}{dX_f(\Omega)/d\Omega|_{\Omega=k_2\Omega_{nom}}} = \frac{k_2}{k_1}, \quad (61)$$

причому  $X_f$  – це еквівалентний опір фази фільтру при довільній частоті  $\Omega$ .

Потужність реактору автоматично змінюється у залежності від величини реактивної потужності, споживаної електроприводами постійного струму, які знаходяться одночасно в роботі. В результаті сумарна реактивна потужність, що її споживають із мережі навантажені трансформатори ТСЗП-1600/10УЗ-1 разом із фільтро-компенсуючим пристроєм, не виходить за рамки допустимих границь. Максимальна потужність реактору визначається сумою номінальної

потужності конденсаторної батареї і фільтру. Реактор надлишкової потужності описується блоком Three Phase Dynamic Load, що керується за відхиленням сумарної реактивної потужності одноконтурною системою автоматичного керування. Початкові умови роботи блоку Three Phase Dynamic Load найбільш зручно визначаються за допомогою інструменту Machine Initialization, що знаходиться у блоці powergui. Прийнятна якість перехідних процесів та бажаний рівень точності в усталених режимах забезпечується завдяки використанню інтегрального регулятора потужності реактору зі змінним коефіцієнтом підсилення. Темп зміни потужності реактору певним чином залежить від величини похибки регулювання сумарної реактивної потужності. Відповідний графік залежності приведений на рис. 7, б. З нього видно, що регулятор поміж інших виконує функцію обмеження темпу зміни потужності реактору на заданому рівні, а точність регулювання сумарної реактивної потужності визначається шириною зони нечутливості  $-20 \dots 20$  кВАр. На рис. 8, б показана підсистема, призначена для обчислення сумарної активної і реактивної потужності, споживаної електроприводами постійного струму із мережі з урахуванням фільтро-компенсуючого пристрою. Розглядувана підсистема коректно працює і тоді, якщо виникає несиметрія трифазної системи напруг і струмів. Остання відмінність моделі, наведеної на рис. 6, а, від попередньої (рис. 2, а) полягає у використанні чотирьох паралельних алюмінієвих кабелів з попереким перетином  $3 \times 185$  мм<sup>2</sup> на обох ділянках, чим досягається істотне зниження втрат електричної енергії. Дослідження впливу електроприводу постійного струму головних насосів на роботу електричної мережі було здійснено у чотири етапи. На першому етапі знехтували паразитною ємністю кабельної лінії, для чого блоки Pi Section Line математичної моделі, зображеної на рис. 6, а, було замінено відповідними блоками Series RL Branch, і був відсутній фільтро-компенсуючий пристрій. На другому етапі паразитну ємність кабельної лінії було враховано. На третьому етапі математичну модель було доповнено конденсаторною батареєю, а на четвертому – фільтром вищих гармонік струму, реактором надлишкової реактивної потужності і системою автоматичного керування реактивною потужністю цього реактору. На першому, другому і третьому етапі дослідження виконувалося моделювання одночасного пуску трьох електронасосних агрегатів, а на четвертому етапі виконувалося моделювання почергового і одночасного пуску одного, двох, трьох і чотирьох електронасосних агрегатів.

#### **4. 3. 1. Результати моделювання без урахування паразитної ємності кабельної лінії**

На рис. 9 представлені графіки перехідних процесів за струмом і частотою обертання якоря трьох двигунів постійного струму, коли відбувається їхній пуск до номінальної частоти обертання насосу 48Д-22.

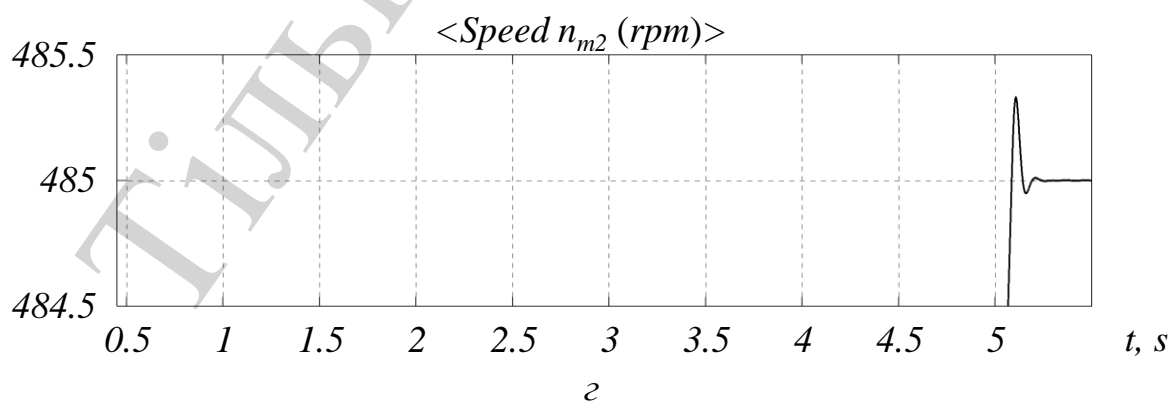
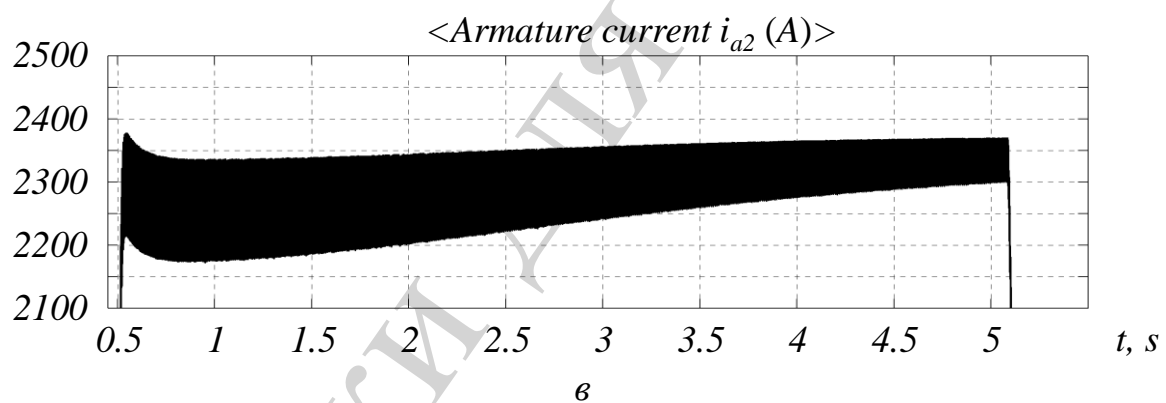
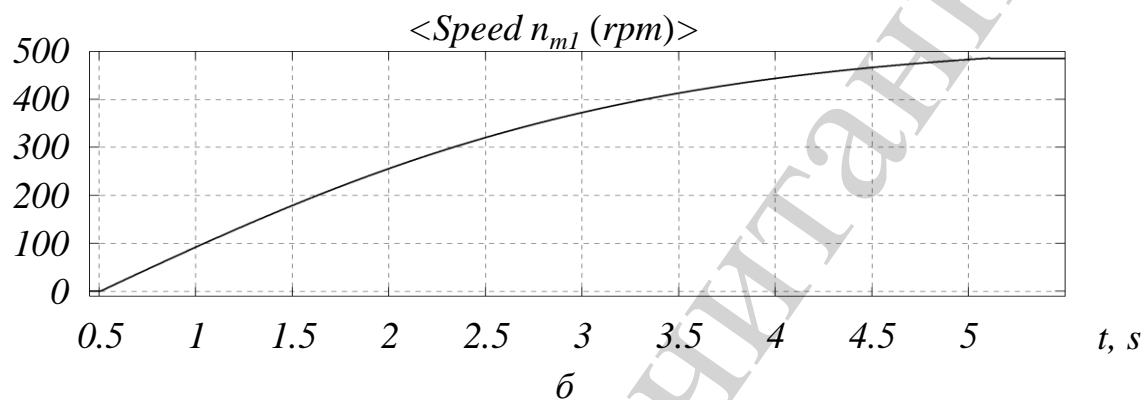
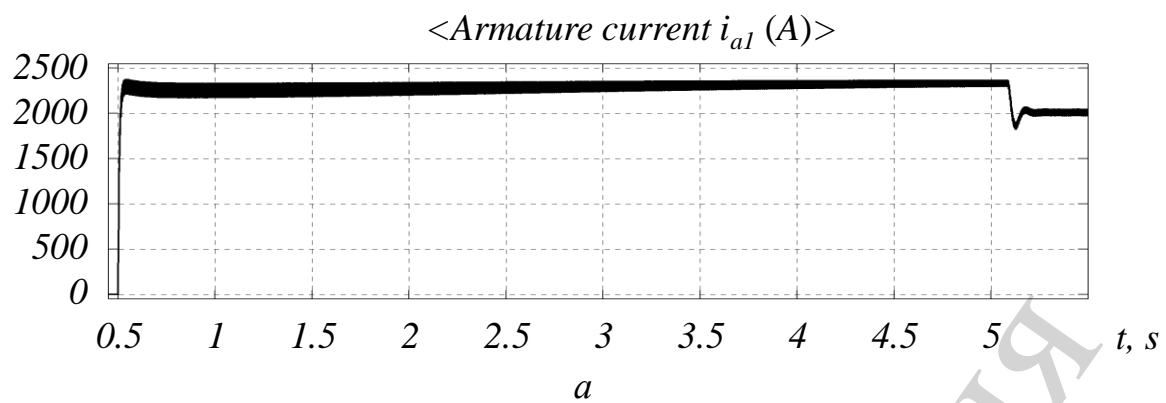


Рис. 9. Графіки перехідних процесів:  $a$  – за струмом якоря першого двигуна;  $b$  – за частотою обертання валу першого двигуна;  $b$  – за струмом якоря другого двигуна;  $z$  – за частотою обертання валу другого двигуна

Напруга завдання двоконтурної системи автоматичного керування при цьому складає 10 В. Оскільки отримані графіки виявилися однаковими, то зображені лише для пари двигунів. Як видно, час перехідного процесу за частотою обертання менший, ніж у випадку асинхронного двигуна, і не перевищує 5 с. Це пояснюється, зокрема і тим, що двигун постійного струму МПЭ-1000-630 УХЛ 3 має значно менший момент інерції якорю у порівнянні із моментом інерції ротору двигуна АН16-41-12. Перерегулювання за частотою обертання становить близько 0,1 %, тобто є відносно малим, оскільки задане максимальне значення струму якоря кожного з двигунів збільшене порівняно із номінальним лише на 20 %. Відповідно до рис. 9, усталене значення частоти обертання якоря з великою точністю дорівнює заданому, а подвійна амплітуда пульсацій квазіусталеного якінного струму не перевищує 4 % від його номінального значення. Пікове значення, якого набуває струм якоря упродовж перехідного процесу, майже дорівнює встановленому максимуму. Мінімальний кут керування, який досягається підчас пуску електроприводів, близький до значення 20 електричних градусів. На рис. 10 зображено діаграму напруги на вході тиристорного перетворювача, а разом і сигнал на виході резонансного фільтру.

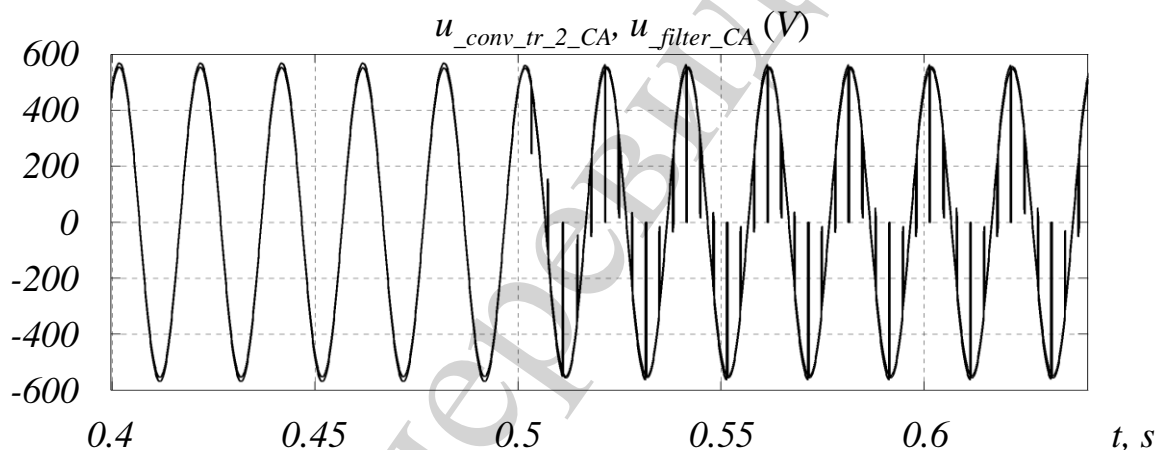


Рис. 10. Діаграма входної напруги тиристорного перетворювача

Видно, що, починаючи з моменту часу 0,5 с, входна напруга перетворювача характеризується комутаційними перепадами, яких не містить сигнал на виході фільтру. До цього моменту напруга на вході перетворювача має синусоїдальний характер. Напруга на виході фільтру характеризується формою, яка подібна до входного сигналу, але у порівнянні із ним має дещо меншу амплітуду. Така розбіжність не чинить суттєвого впливу на результати моделювання, але за потреби її можна зменшити шляхом підвищення відносної точності розрахунку і, як наслідок, – часу його виконання. Звертаючись до рис. 11, а, можна дійти висновку, що відносне відхилення напруги живлення трьох електроприводів постійного струму в процесі їхнього одночасного пуску до номінальної частоти обертання насосів, не перевищує 4 %.

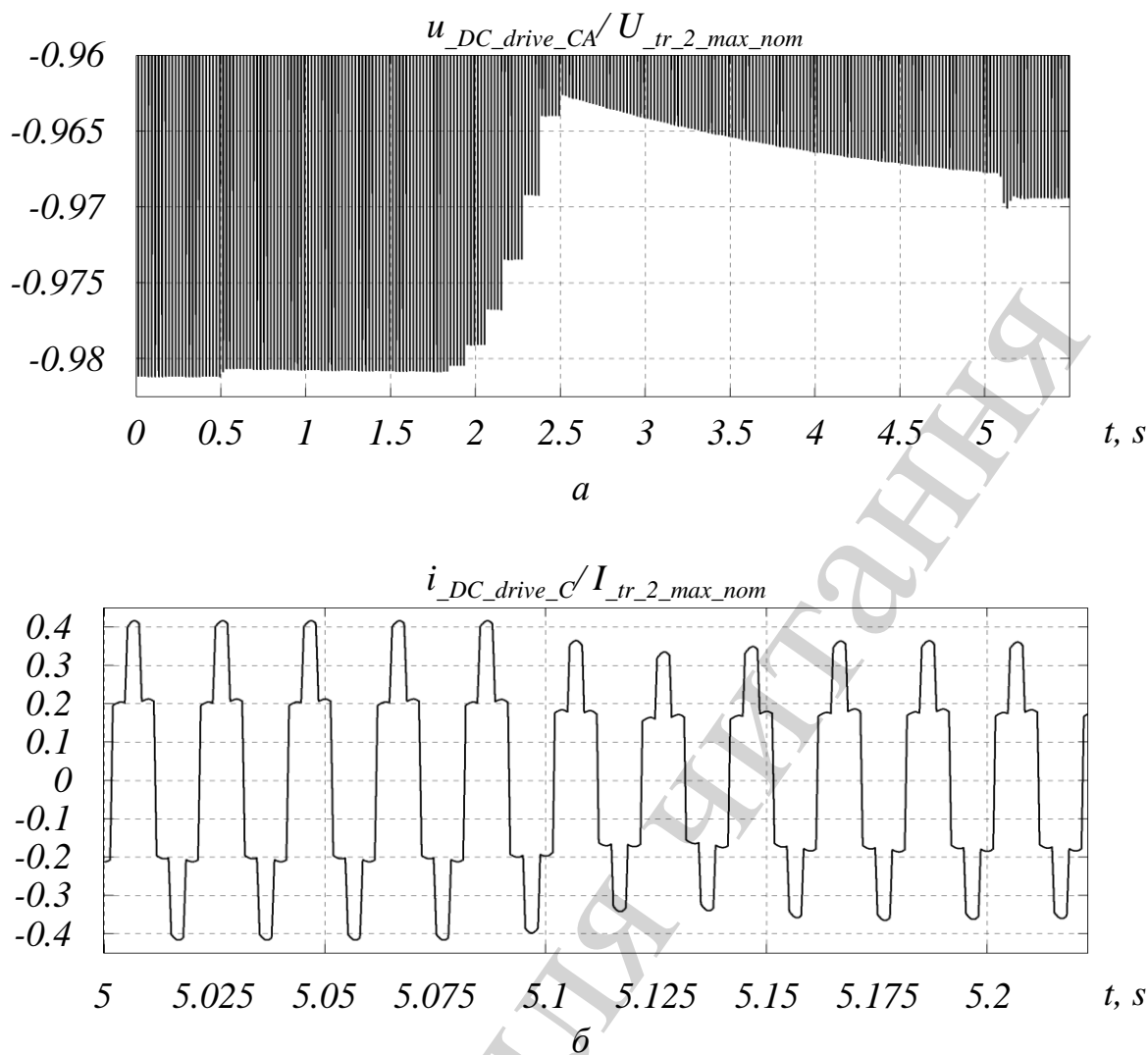


Рис. 11. Діаграма: *a* – напруги живлення електроприводів постійного струму; *б* – сумарного споживаного струму електроприводів

Іще меншим відносним відхиленням характеризується лінійна напруга на затискачах вторинної обмотки головного трансформатору. Сумарний струм, споживаний трансформаторами ТСЗП-1600/10У3-1 з мережі, є суттєво несинусоїдальним, про що свідчить рис. 11, *б*. Діаграма струму, зображена на даному рисунку, не містить безструмові паузи, що цілком відповідає схемі з'єднань вторинної обмотки трансформаторів у «трикутник». Якщо розглянути рис. 12, *а*, можна переконатися у тому, що лінійна напруга на затискачах вторинної обмотки головного трансформатору також зазнає комутаційних перепадів. Але їхня відносна величина істотно менша порівняно із напругою на затискачах вторинної обмотки трансформаторів, що від них живляться тиристорні перетворювачі.

У відповідності з рис. 12, *б*, лінійний струм вторинної обмотки головного трансформатору за рахунок інших електроприймачів виявляється відносно більш згладженим, ніж на рис. 11, *б*, але теж має виражений несинусоїдальний характер.



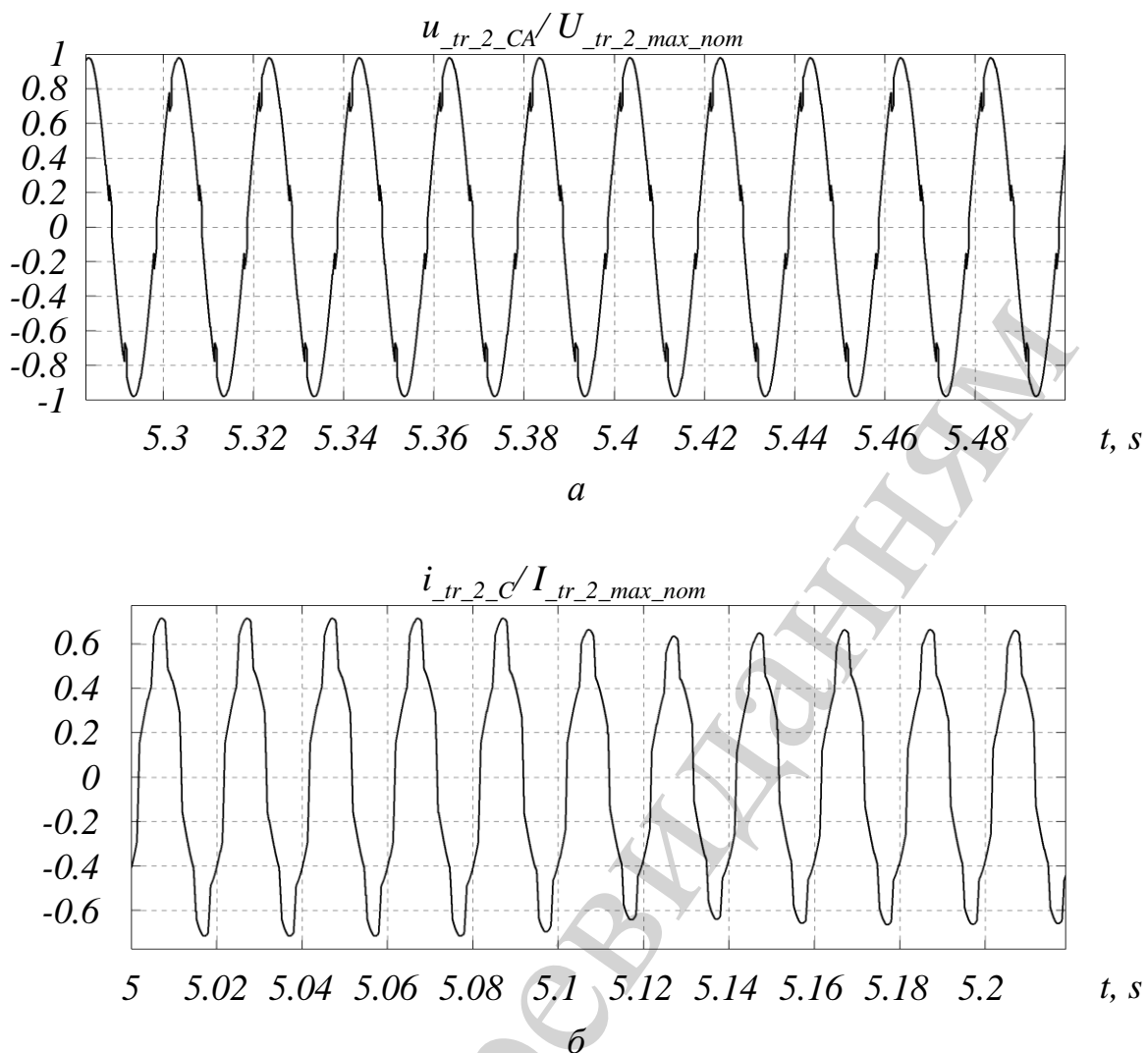


Рис. 12. Діаграма: *a* – вторинної лінійної напруги; *б* – струму головного трансформатору

#### 4. 3. 2. Результати моделювання з урахуванням паразитної ємності кабельної лінії

Дослідження на математичній моделі показало, що паразитна ємність кабельної лінії істотно впливає на характер фізичних процесів, які відбуваються в електричній мережі, коли до її складу входять тиристорні електроприводи постійного струму. Цей вплив є негативним, оскільки під час роботи електроенергетичної системи у всіх вузлах кабельної лінії виникають високочастотні коливання напруги. Амплітуда цих коливань може досягати значень, небезпечних для електрообладнання мережі. Так, на рис. 13 зображено діаграму лінійної напруги проміжного вузла кабельної лінії, яка на початку перехідного процесу перевищує номінальне значення майже у 1,5 рази.

Графіки перехідних процесів за струмом якоря і частотою обертання валу двигунів постійного струму виявилися близькими до тих, що представлені на рис. 9, і тому тут не наводяться. Високочастотні коливання напруги живлення трансформаторів ТСЗП-1600/10УЗ-1 існують, як упродовж пуску двигунів, так і в усталеному режимі їхньої роботи, у чому можна переконатися, звернувшись до рис. 14, *a*.

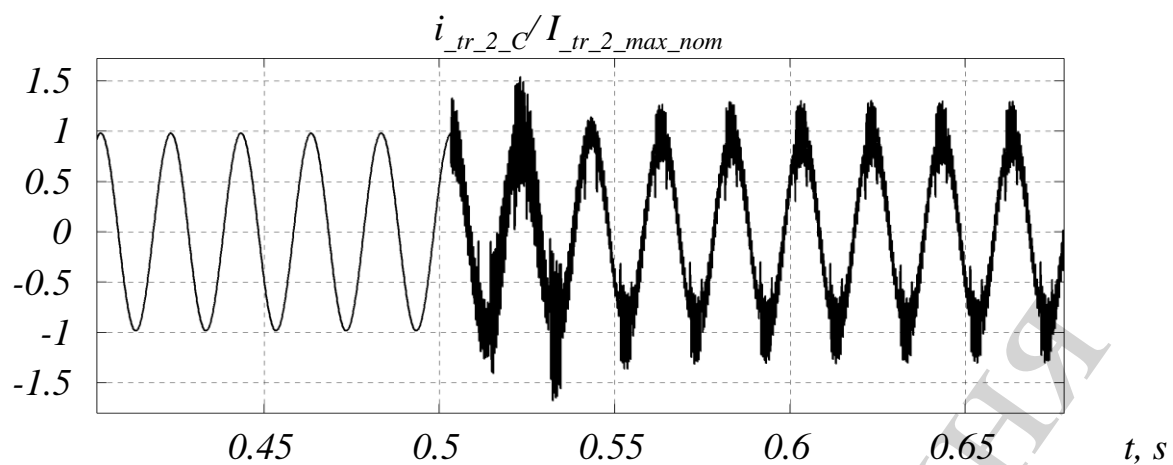


Рис. 13. Діаграма лінійної напруги проміжного вузла кабельної лінії

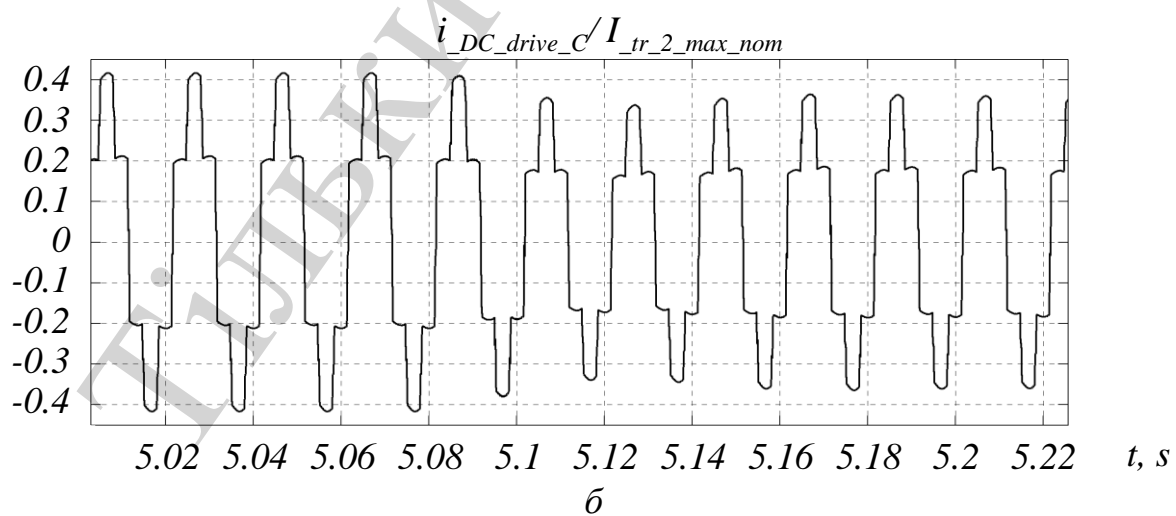
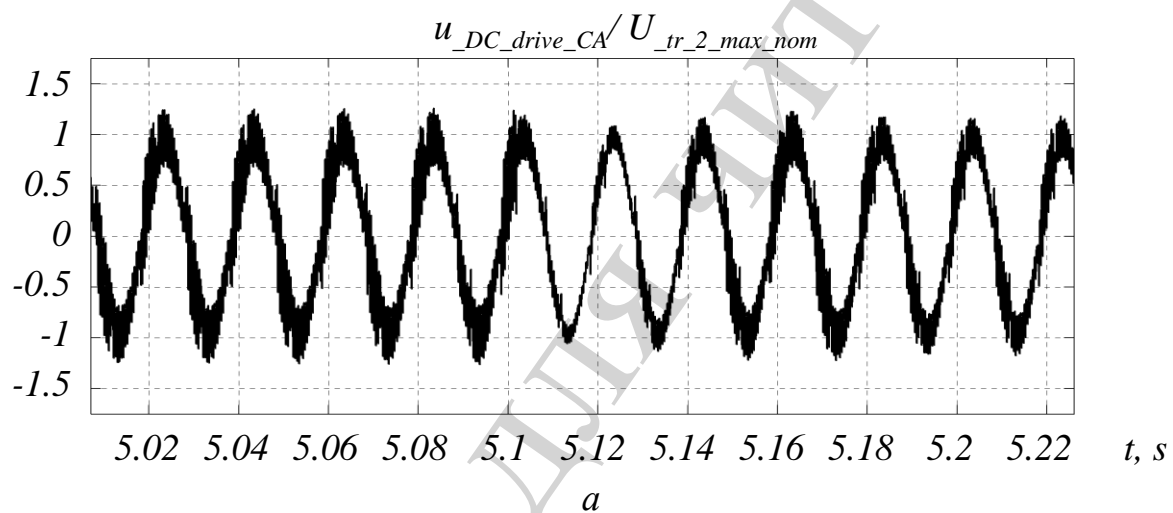


Рис. 14. Діаграма: а – напруги живлення електроприводів постійного струму; б – сумарного споживаного струму електроприводів

На відміну від вторинного лінійного струму головного трансформатору, діаграма сумарного лінійного струму, що його споживають перетворювальні трансформатори з мережі, не має відповідної високочастотної складової. Це впливає із порівняння рис. 14, 15, б.

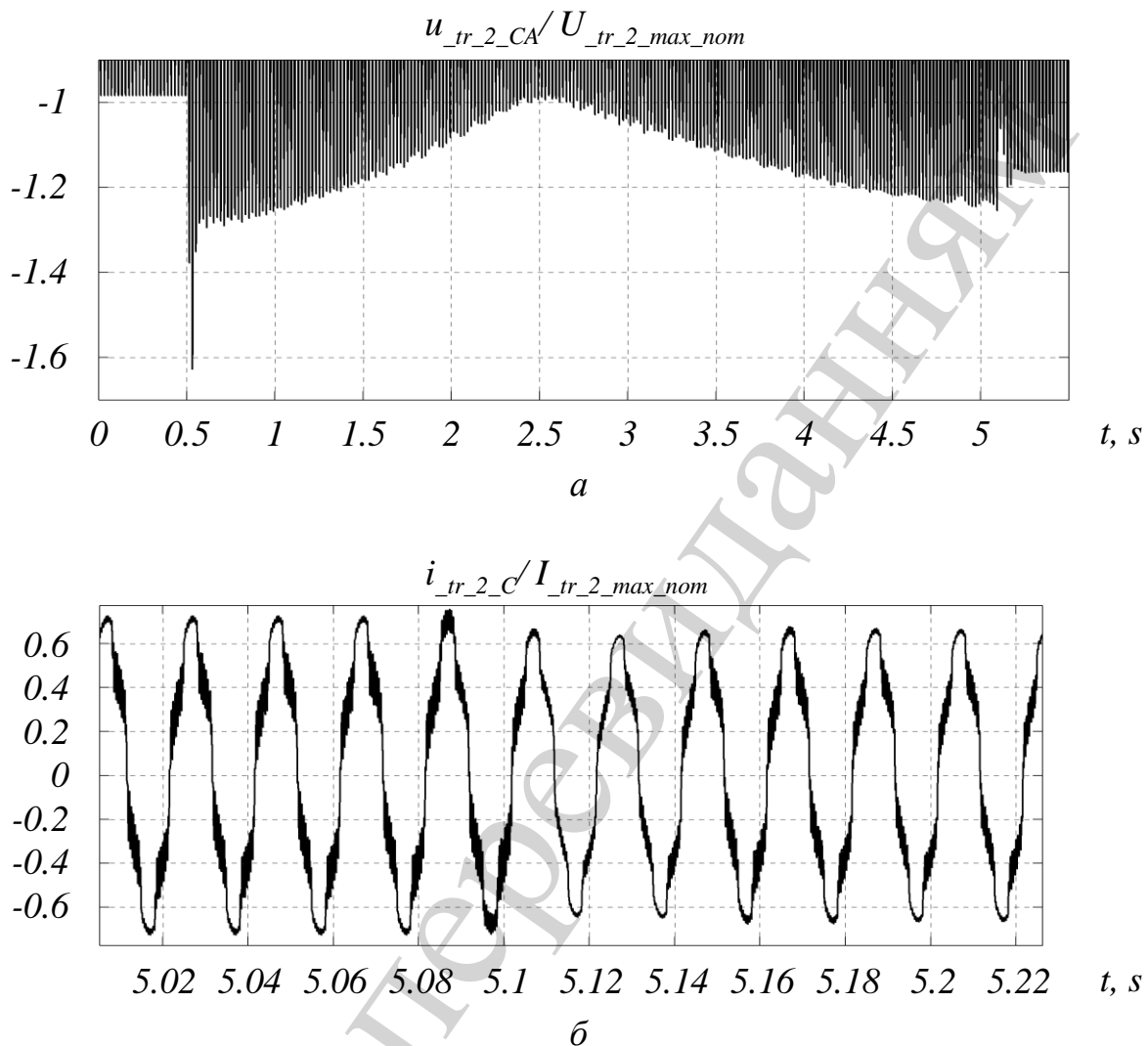


Рис. 15. Діаграма: *a* – вторинної лінійної напруги; *б* – струму головного трансформатору

У відповідності із рис. 15, *a* лінійна напруга на затискачах вторинної обмотки головного трансформатору на початку і наприкінці перехідного процесу перевищує номінальне значення більше, як на 20 %. В усталеному режимі роботи електронасосних агрегатів рівень перенапруги на виході головного трансформатору складає більше, ніж 15 %. Аналіз показав, що при зменшенні кількості одночасно працюючих електронасосних агрегатів амплітуда високочастотних коливань напруги вузлів кабельної лінії зменшується, але нормальні умови роботи електрообладнання при цьому все одно можуть не забезпечуватися. Для послаблення шкідливого впливу паразитної ємності кабельної лінії на роботу мережі тиристорні перетворювачі можуть бути підключені до трансформаторів через додаткові струмообмежувальні реактори. Однак таке рішення має

свої недоліки. Індуктивний опір струмообмежувальних реакторів на частоті основної гармоніки напруги виявляється величиною того самого порядку, що й реактивний опір короткого замикання трансформаторів, приведений до числа витків вторинної обмотки. Таким чином, опір комутації матиме суттєво більше значення, і зовнішні характеристики перетворювачів стануть значно більш м'якими. Споживана потужність, масо-габаритні показники і вартість електроприводів також відповідним чином зросте.

#### 4. 3. 3. Результати моделювання за наявності конденсаторної батареї

На даному етапі математична модель електричної мережі включає до свого складу тиристорні електроприводи постійного струму, паразитну ємність кабельної лінії і конденсаторну батарею встановленої потужності. Виходячи з отриманих результатів, можна констатувати відсутність високочастотних коливань напруги вузлів кабельної лінії у всіх розглянутих режимах роботи. Значна ємність конденсаторної батареї обумовила підвищення амплітудного значення напруги живлення трансформаторів ТСЗП-1600/10УЗ-1, про що свідчить рис. 16, а.

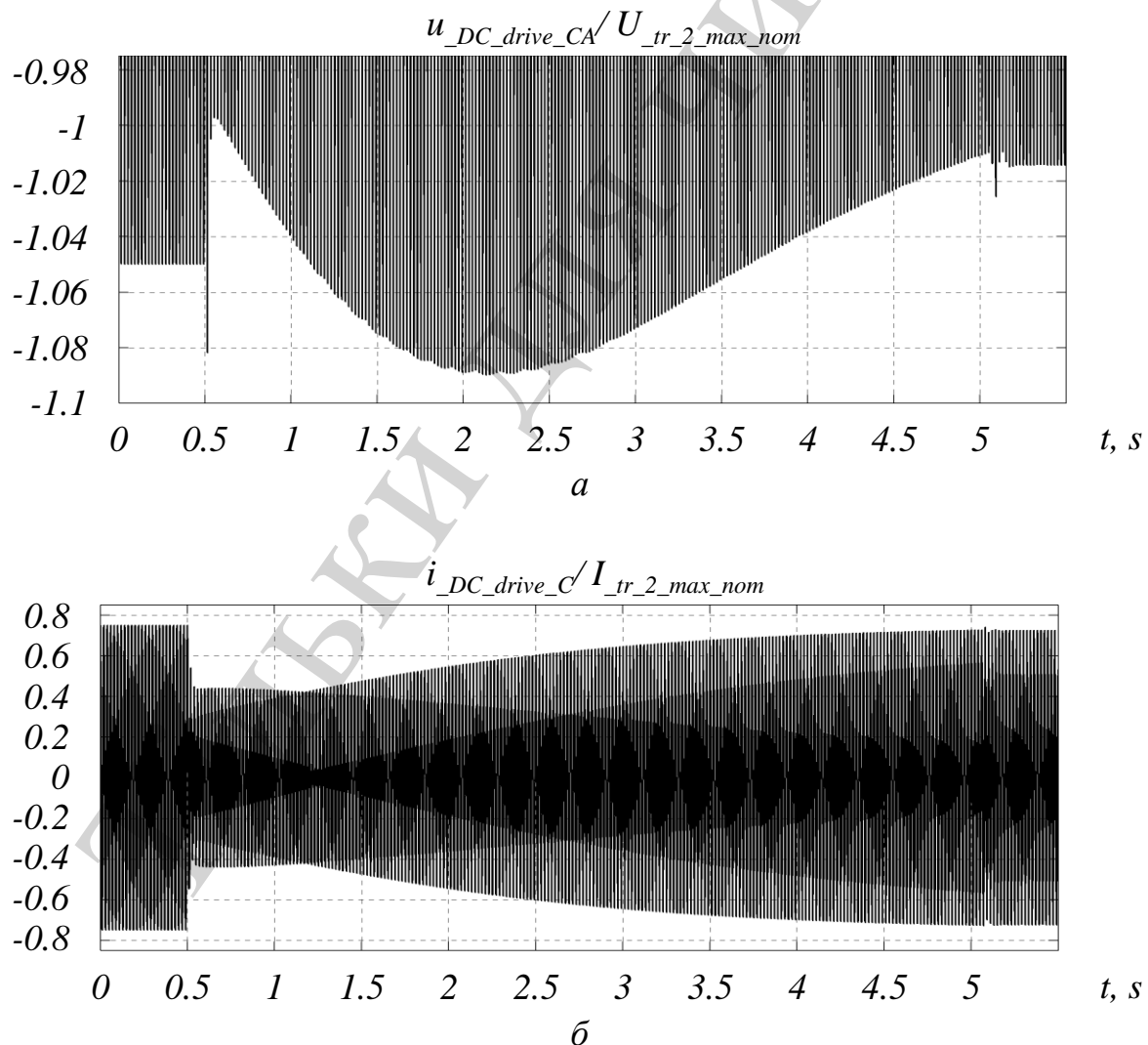
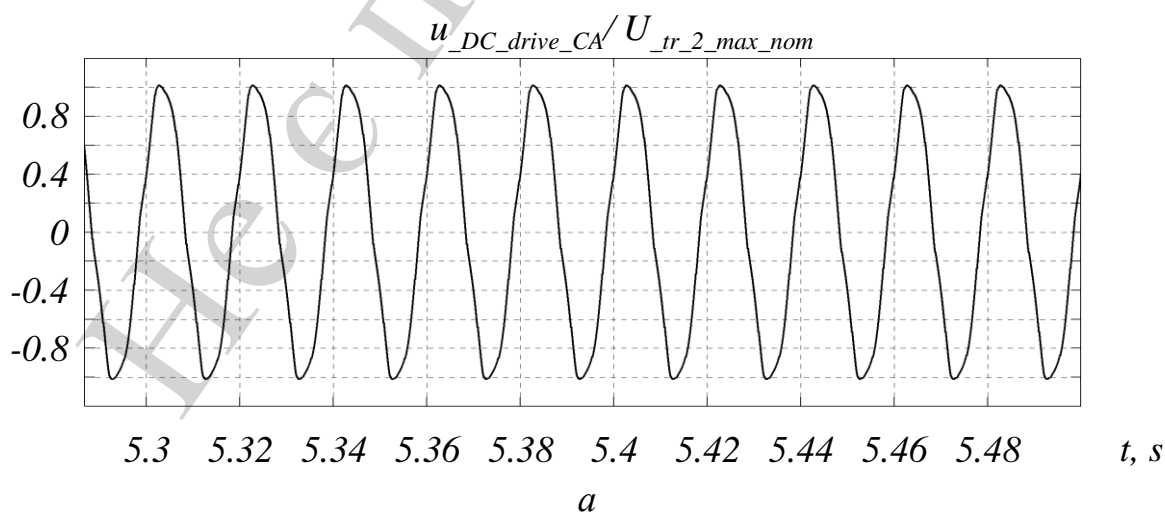


Рис. 16. Діаграма: а – напруги живлення електроприводів постійного струму; б – сумарного споживаного струму електроприводів

Як впливає з рис. 16, *а*, упродовж холостого ходу трансформаторів відносно перевищення напруги складає порівняно з номінальним значенням близько 5 %. На протязі перехідного процесу ця величина набуває максимального значення, приблизно рівного 9 %, а в статичі зменшується і залишається на рівні 1,5 %. Графіки перехідних процесів за струмом і частотою обертання валу якоря двигунів постійного струму в цілому є близькими до зображених на рис. 9. Однак у даному випадку максимальне значення струму якоря, яке досягається протягом пуску, збільшилося і перевищує задане приблизно на 3,3 %. Подвійна амплітуда пульсацій якорного струму під час квазіусталеного режиму роботи зросла майже до 6,3 % від номінального значення. Кут керування тиристорами протягом перехідного процесу не був нижчий значення 30 електричних градусів. Тому що конденсаторна батарея споживає з мережі реактивну потужність повсякчас, сумарний споживаний струм електроприводів постійного струму має на холостому ході таке значення, яке навіть перевищує квазіусталене. У цьому можна переконатися, звернувшись до рис. 16, *б*. На даному рисунку також видно, що істотне зменшення сумарного струму спостерігається на початку пуску двигунів, коли відбувається накидання реактивної потужності, що її споживають тиристорні перетворювачі напруги. Рис. 17, *а* підтверджує відсутність високочастотних коливань напруги живлення трансформаторів ТСЗП-1600/10УЗ-1, але характер зміни напруги із часом виявляється помітно несинусоїдальним.

Ще більшим відхиленням від синусоїди характеризується діаграма сумарного споживаного струму, що її представлено на рис. 17, *б*. Порівняльний аналіз діаграм сумарного споживаного струму, наведених на рис. 14, *б* і рис. 17, *б*, дозволяє зробити висновок, що амплітудні значення струму для двох розглянутих випадків відрізняються майже вдвічі. Це є наслідком значної ємності конденсаторної батареї. Однак зменшення ємності конденсаторної батареї не є доцільним, тому що призводить до більшого відхилення форми напруги і струму від синусоїдальної.



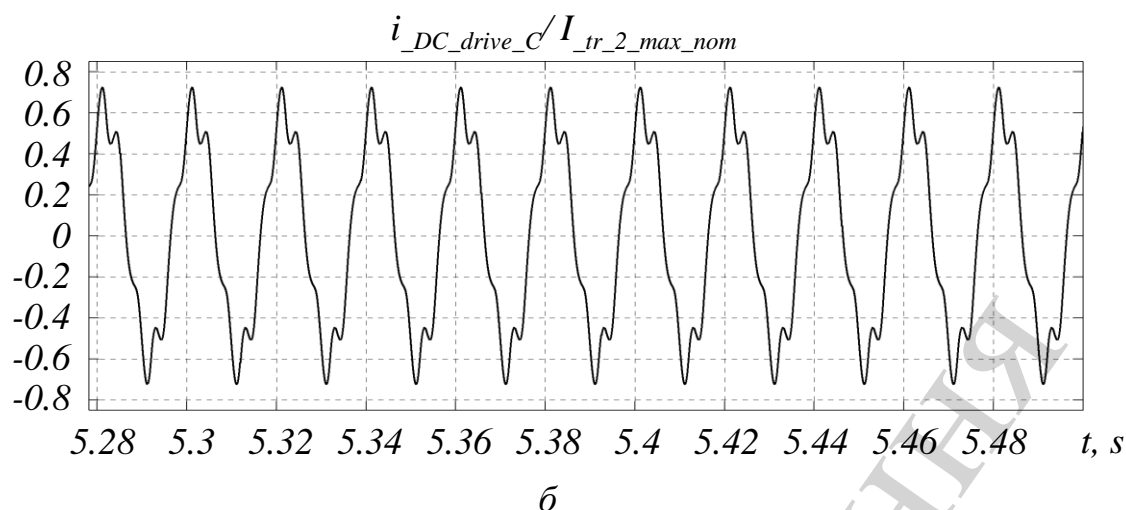


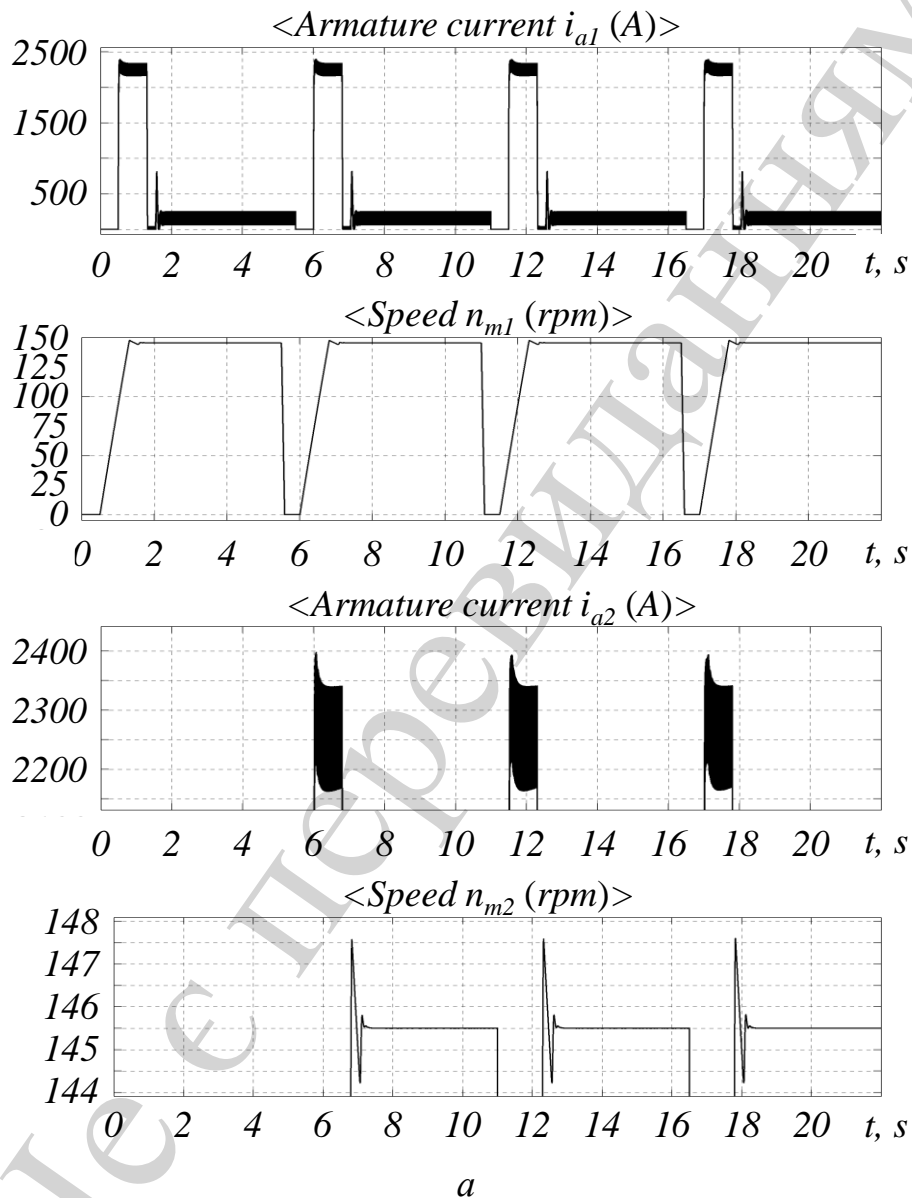
Рис. 17. Діаграма: *a* – квазіусталеної напруги живлення електроприводів постійного струму; *б* – сумарного споживаного струму електроприводів

#### 4. 3. 4. Результати моделювання за наявності автоматичного фільтро-компенсуючого пристрою

Математична модель, яка використовувалась під час виконання четвертого і останнього етапу моделювання електричної мережі, відрізняється від попередньої наявністю фільтру вищих гармонік струму і системи автоматичного регулювання надлишкової реактивної потужності. Аналіз показав, що завдяки наявності регульованого фільтро-компенсуючого пристрою умови сумісної роботи електричної мережі та електроприводів постійного струму виявляються найбільш сприятливими. В такому разі відсутні високочастотні коливання напруги вузлів кабельної лінії. Крім цього істотно зменшується споживання реактивної потужності з мережі, а разом – втрати активної потужності і падіння напруги на окремих ділянках лінії. Форма напруги і сумарного струму, що його споживають електроприводи постійного струму з мережі, виявляється найбільш близькою до синусоїди. Також з'являється можливість генерації реактивної потужності в мережу. Показники якості перехідних процесів за струмом і частотою обертання валу якоря двигунів постійного струму знаходяться, як і у попередніх випадках, на прийнятному рівні, у чому можна переконатися, розглянувши рис. 18.

Діаграми, зображені на рис. 18, *a*, відповідають напрузі завдання 3 В, а рис. 18, *б* – 10 В. Обидва рисунки свідчать про те, що кількість одночасно працюючих електронасосних агрегатів не чинить суттєвого впливу на характер перехідних процесів. Натомість амплітуда коливань частоти обертання наприкінці перехідного процесу при завданні 3 В помітно більша, ніж при напрузі завдання 10 В. Це можна пояснити використанням нереверсивної схеми перетворювача напруги з одного боку і лінійним режимом роботи системи автоматичного керування – з іншого. При напрузі завдання 3 В квазіусталений струм якоря двигунів є безперервним, але режим роботи наближається до гранично-безперервного. З рис. 18, *a* випливає, що пікове значення, якого набуває струм якоря протягом пуску двигунів, перевищує встановлений максимум приблизно на 1,1 %. При напрузі завдання 10 В величина подвійної амплітуди пульсацій

струму якоря у квазіусталеному режимі не перевищує 4 % від номінального значення, при напрузі завдання 3 В – 9 %. Кут керування у квазіусталеному режимі роботи електроприводів зі збільшенням числа одночасно працюючих електронасосних агрегатів дещо зменшується, але залишається істотно більшим значення 20 електричних градусів. На рис. 19 зображені графіки перехідних процесів за величиною реактивної і активної потужності реактора, а також сумарної реактивної і активної потужності електроприводів постійного струму.



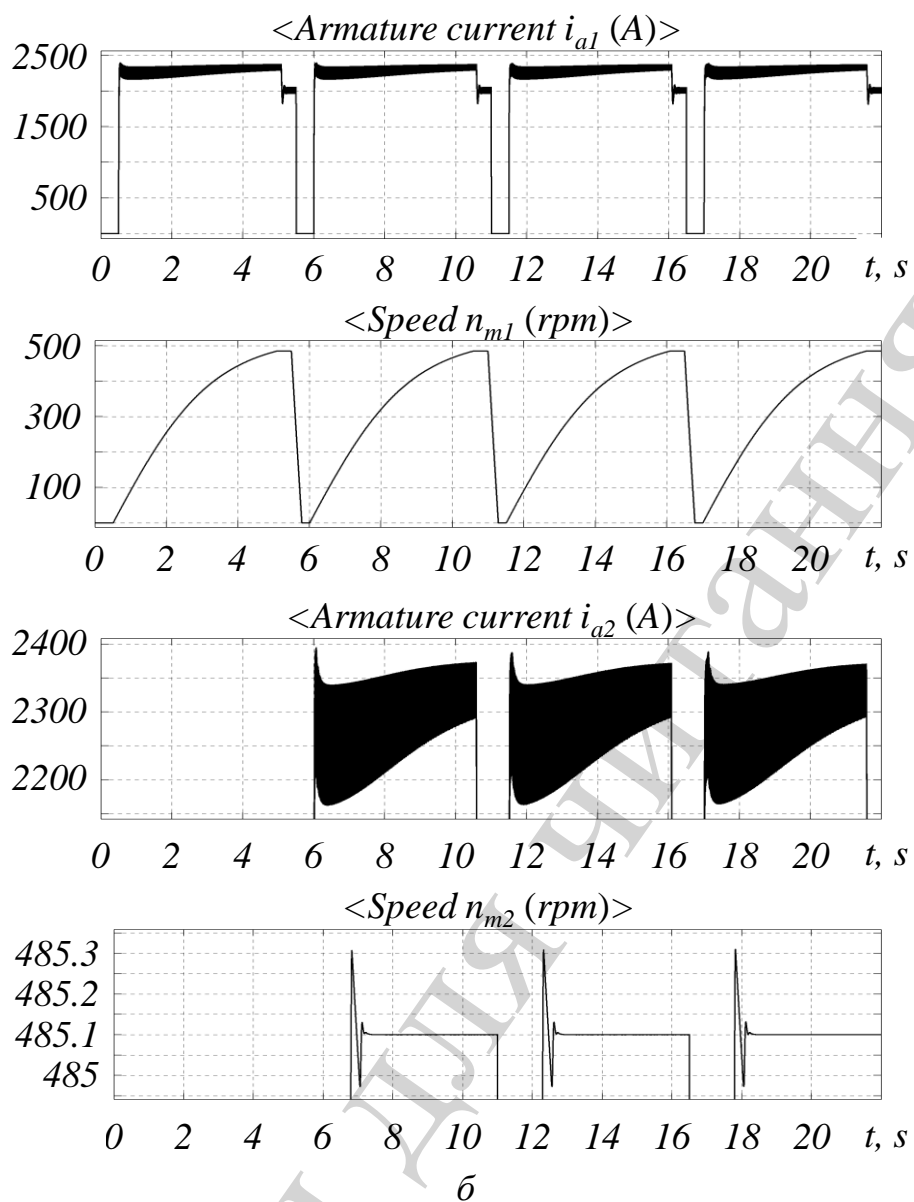
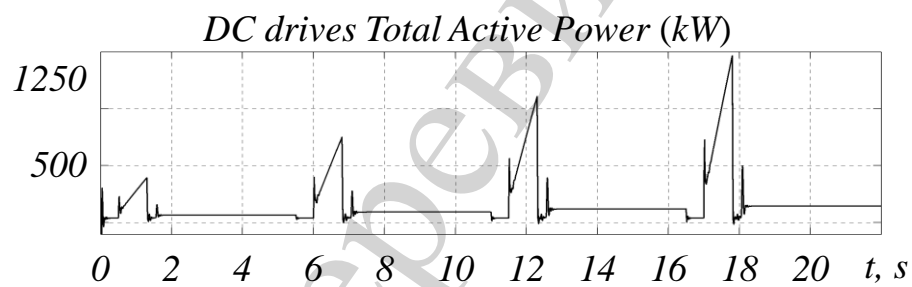
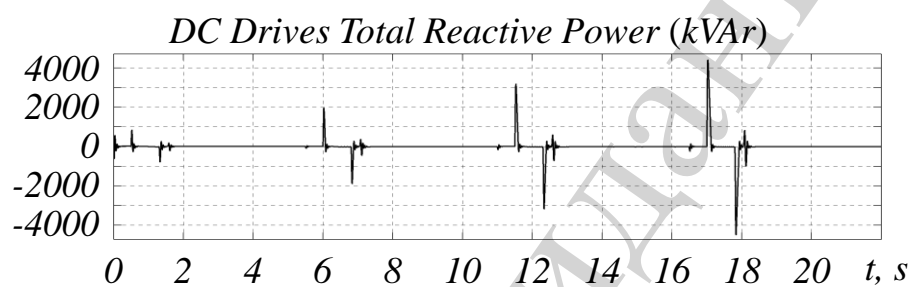
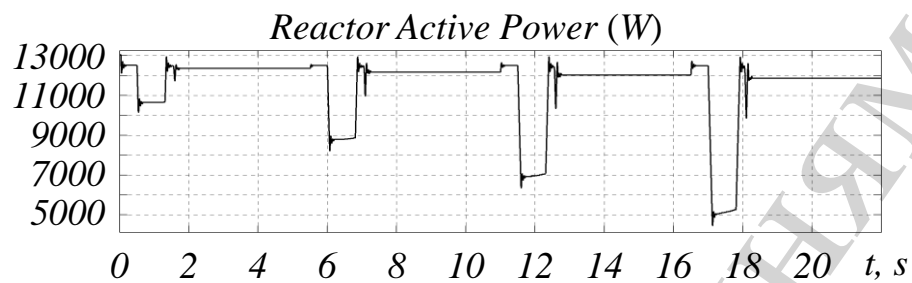
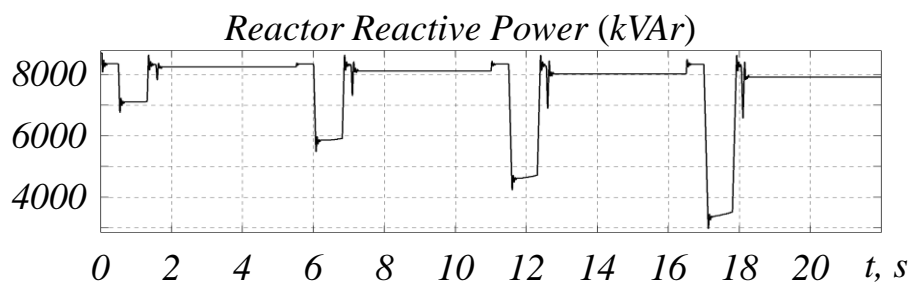


Рис. 18. Графіки перехідних процесів двигунів постійного струму при напрузі  
завдання:  $a - 3 \text{ В}$ ;  $\bar{b} - 10 \text{ В}$





*a*

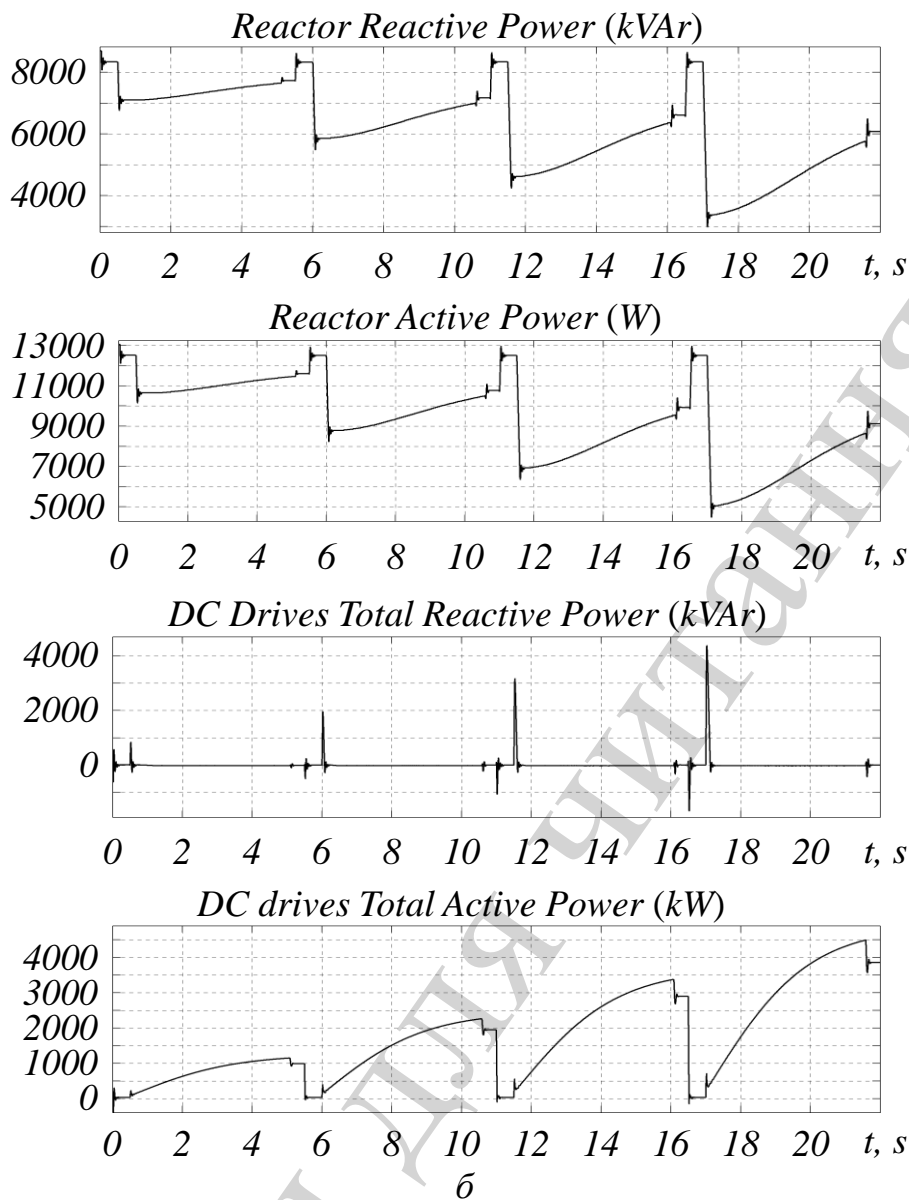


Рис. 19. Графіки перехідних процесів за потужністю при напрузі завдання: а – 3 В; б – 10 В

Рис. 19, а відповідає напрузі завдання частоти обертання 3 В, а рис. 19, б – напрузі завдання 10 В. Оскільки реактивна потужність реактора набагато перевищує активну потужність, то ці величини змінюються приблизно прямо пропорційно. На рис. 19, а видно, що суттєве спадання реактивної (активної) потужності реактора відбувається упродовж кожного пуску, причому зі збільшенням числа агрегатів споживання потужності реактором помітно зменшується. Перепади потужності реактору на початку кожного перехідного процесу відповідають накиданню реактивної потужності увімкнутих паралельно електроприводів постійного струму. Найбільший перепад реактивної потужності досягається при одночасній роботі чотирьох електронасосних агрегатів і складає близько 5000 кВАр. Перехідні процеси супроводжуються стрибками сумарної реактивної потужності електроприводів, оскільки темп зміни реактивної потужності реактора обмежений і усталене значення цієї величини не може досягатися миттєво. Зі збільшенням числа електронасосних агрегатів короточасні

перепади сумарної реактивної потужності стають більш інтенсивними. Якщо кількість електроприводів дорівнює чотирьом, то сумарна реактивна потужність за абсолютною величиною на початку й наприкінці пуску короткочасно перевищує значення у 4000 кВАр при напрузі завдання частоти обертання 3 В. А при напрузі завдання частоти обертання 10 В стрибки реактивної потужності наприкінці перехідного процесу істотно менші і при кількості електронасосних агрегатів, що дорівнює чотирьом, не перевищують значення 500 кВАр. В результаті порівняння діаграм сумарної активної потужності, споживаної електроприводами, можна дійти висновку, що при збільшенні напруги завдання від 3 В до 10 В ця величина зростає більше, ніж на порядок. Це пояснюється вентиляторним характером навантаження. Величина сумарної активної потужності, споживаної електроприводами постійного струму, не враховує потужність, яку споживають обмотки збудження двигунів. Як впливає з діаграми на рис. 19, б, сумарна активна потужність квазіусталеного режиму при збільшенні числа працюючих агрегатів зростає не прямо пропорційно. Це пояснюється тим, що сумарна активна потужність холостого ходу чотирьох перетворювальних трансформаторів, що не вимикаються, реактору і конденсаторної батареї не є такою величиною, котра залежить від кількості агрегатів прямо пропорційно. Рис. 20 аналогічний рис. 10 і теж свідчить про відносно великі комутаційні перепади миттєвої лінійної напруги на вході тиристорного перетворювача.

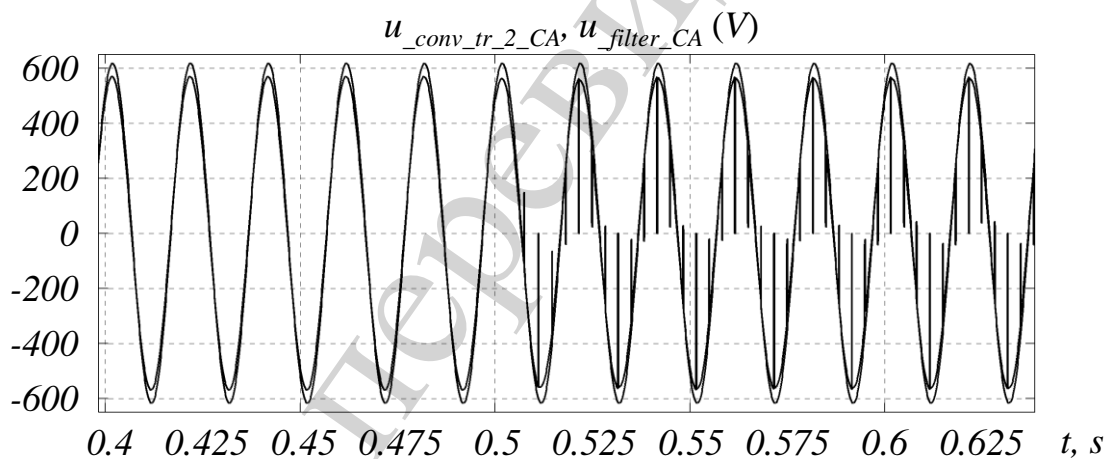


Рис. 20. Діаграма входної напруги тиристорного перетворювача

Як видно, високочастотні коливання напруги, які можуть бути спричинені паразитною ємністю кабельної лінії, відсутні. Вихідна напруга резонансного фільтру не містить перепадів і практично співпадає за фазою із напругою на вході. Діаграма входної лінійної напруги трансформаторів ТСЗП-1600/10УЗ-1 рис. 21, а, переконує, що незалежно від кількості агрегатів миттєва напруга за винятком трьох короткочасних сплесків не перевищує номінальне значення вторинної напруги головного трансформатору.

Короткочасні сплески напруги виникають у наслідку появи ЕРС самоіндукції, яка наводиться у якірному колі при блокуванні імпульсів керування тиристорів, коли розпочинається гальмування двигунів. На рис. 21, б показано діаграму сумарного лінійного струму, споживаного електроприводами постійного струму, включно

із фільтро-компенсуючим пристроєм. На початку кожного пуску виникають короткочасні сплески миттєвої величини струму, які є співставними зі значенням струму наприкінці перехідного процесу і обумовлені скінченною швидкодією системи автоматичного керування реактивною потужністю. За виключенням початкових ділянок струм упродовж перехідних процесів плавно зростає. У залежності від кількості працюючих електронасосних агрегатів квазіусталене значення струму змінюється майже прямо пропорційно, досягаючи 40 % від номінального амплітудного значення струму головного трансформатора при кількості агрегатів чотири. Звертаючись до рис. 22, можна побачити, що форма діаграм вторинної лінійної напруги і струму головного трансформатора у значно більшому ступені є близькою до синусоїдальної, ніж форма аналогічних діаграм, зображених на рис. 12.

Деяке швидкоплинне викривлення діаграми струму відбувається наприкінці перехідного процесу, але не чинить помітного впливу на роботу електричної мережі. Як свідчить рис. 23, миттєва лінійна напруга проміжного вузла кабельної лінії на початку перехідного процесу короткочасно знижується менш ніж на 7 %, що у порівнянні із нерегульованим асинхронним електроприводом ліпше.

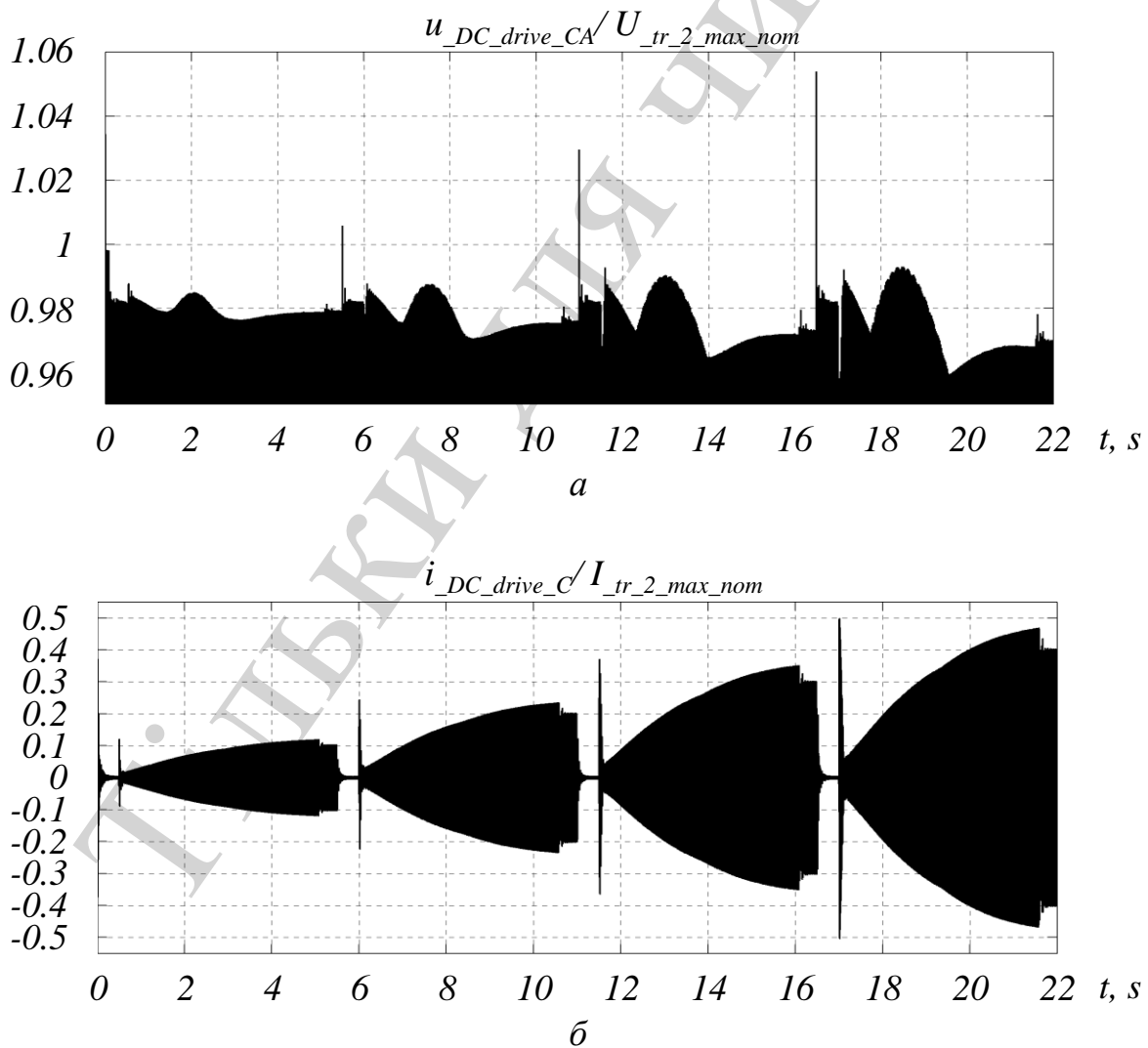
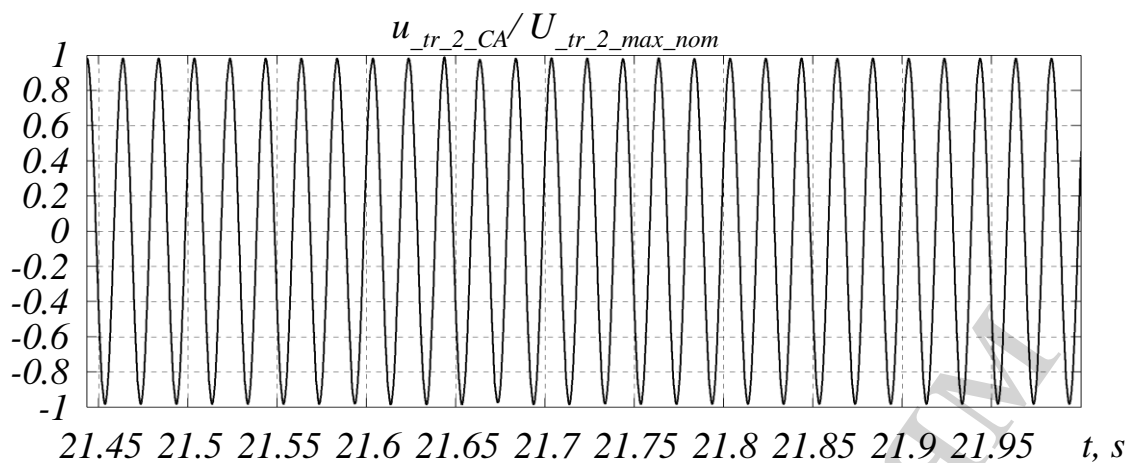
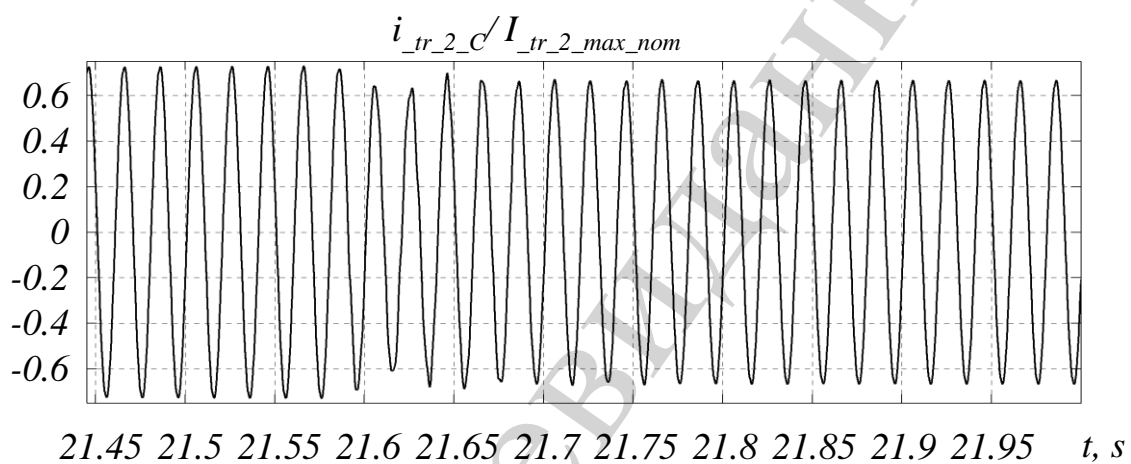


Рис. 21. Діаграма: *а* – напруги живлення електроприводів постійного струму; *б* – сумарного споживаного струму електроприводів



*a*



*б*

Рис. 22. Діаграма: *a* – вторинної лінійної напруги; *б* – струму головного трансформатору

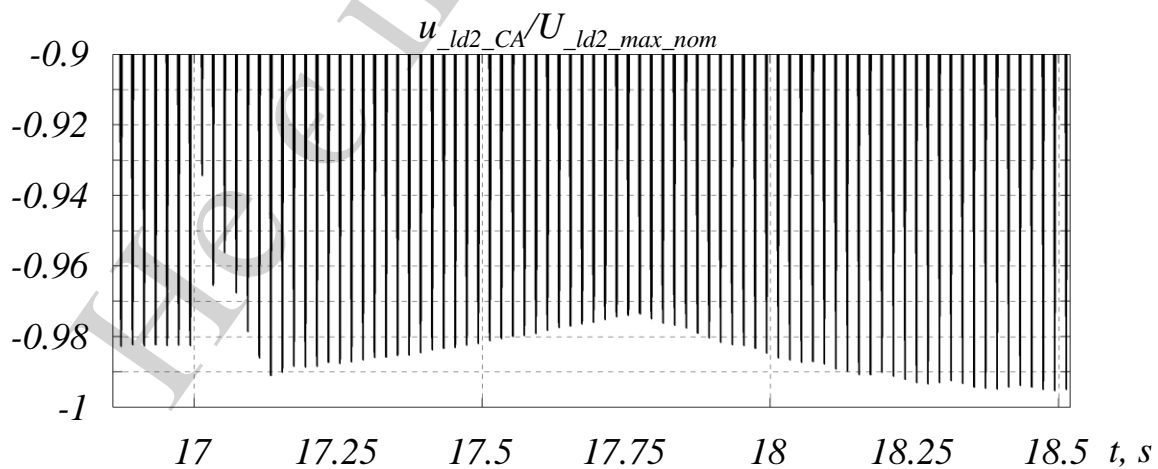


Рис. 23. Діаграма лінійної напруги проміжного вузла кабельної лінії

Порівнявши рис. 17 і рис. 24, робимо висновок, що за наявності фільтру вищих гармонік струму і системи автоматичного керування реактивною потужністю форма напруги і струму стає набагато ближчою до синусоїди.

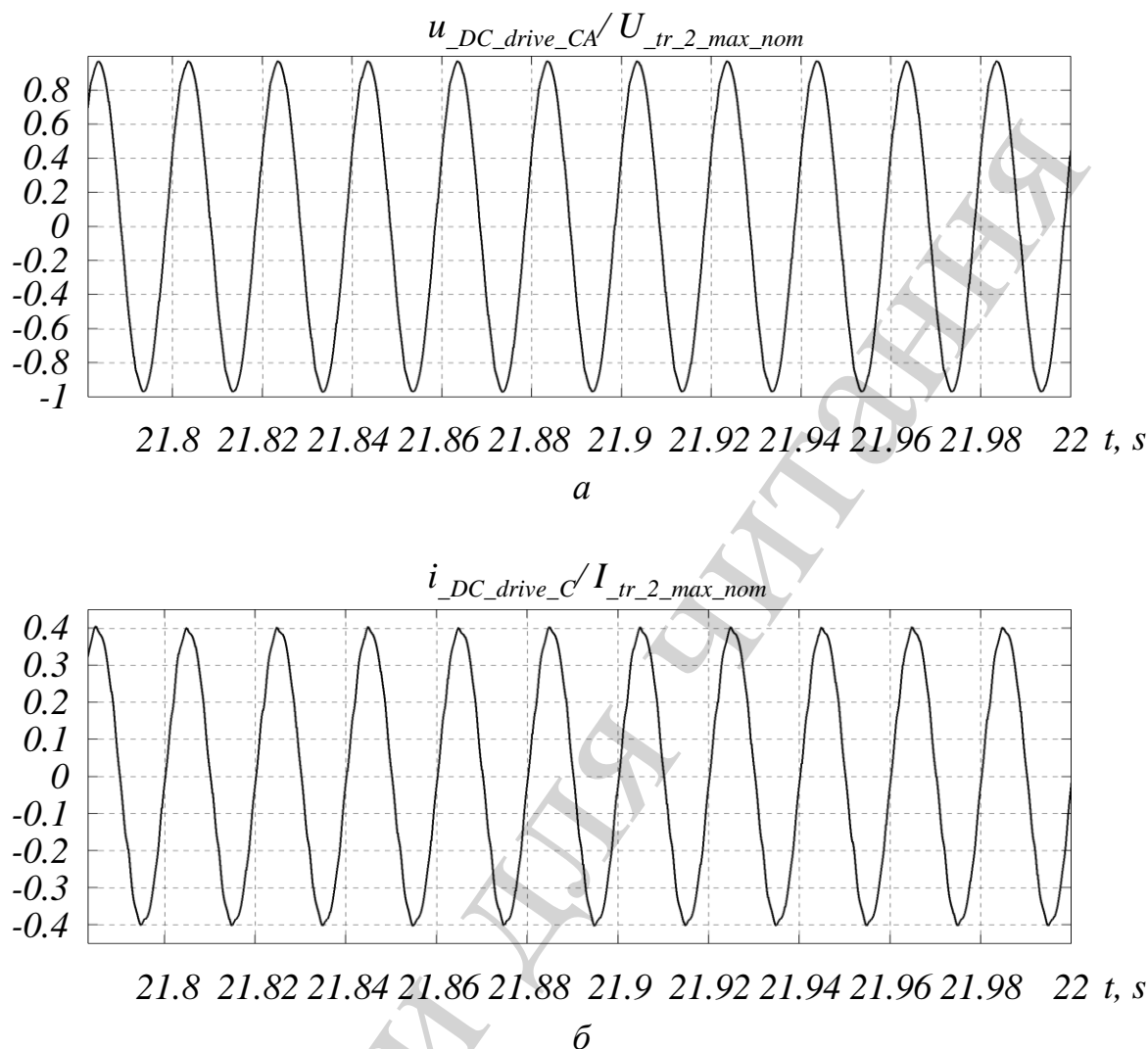


Рис. 24. Діаграма: *a* – квазіусталеної напруги живлення електроприводів постійного струму; *б* – сумарного споживаного струму електроприводів

Необхідно підкреслити, що у першому випадку кількість працюючих електронасосних агрегатів дорівнює трьом, а в останньому – чотирьом.

## 5. Обговорення результатів поетапного моделювання електричної мережі з потужними електроприводами постійного струму

Узагальнюючи результати поетапного математичного моделювання електричної мережі, можна дійти висновку, що лише за рахунок конденсаторної батареї, яка включається паралельно із перетворювальними трансформаторами, можна позбутися комутаційних перепадів і високочастотних коливань напруги. Про це свідчить рис. 17, *a*. Високочастотні коливання напруги можуть виникати під дією паразитної ємності кабельної лінії і мати такий вигляд, як зображено на рис. 13, 14, *a*. Однак форма миттєвої напруги і сумарного споживаного струму в

такому випадку істотно відрізняється від синусоїди, як це впливає із рис. 17. Сумарна реактивна потужність, що характеризується випереджаючим коефіцієнтом потужності, може бути надмірно великою і не відповідати реальним потребам електричної мережі. Як наслідок, зростає струм і втрати активної потужності кабельної лінії, а відхилення напруги її вузлів від номінальної може набувати критичних значень. У цьому можна перекоонатися, звернувшись до рис. 16. В математичній моделі, блок-схема якої представлена на рис. 7, а, ємність конденсаторної батареї була прийнята незмінною і такою, що відповідає одночасній роботі чотирьох електронасосних агрегатів. Але можна поставити питання про поділ конденсаторної батареї на чотири секції, що вмикатимуться у залежності від числа працюючих електронасосних агрегатів. Секціонування основних елементів фільтро-компенсуючого пристрою має за мету зниження втрат активної потужності, які в них виникають, при відключенні частини електронасосних агрегатів і підвищення надійності електромеханічної системи в цілому. Моделювання такої системи доцільно провести у подальшому. Суттєво наблизити форму миттєвої напруги і сумарного споживаного струму до синусоїди вдається завдяки пасивному фільтру вищих гармонік струму, який налаштовується на п'яту і сьому гармоніку струму. Відповідний блок вбудовано у підсистему, показану на рис. 7, а. У разі необхідності можна встановити другий фільтр задля приглушення одинадцятої і тринадцятої гармоніки струму. Це може стати предметом наступних досліджень. Оскільки реактивна потужність, яку споживає фільтр на основній гармоніці, виявляється набагато меншою, ніж реактивна потужність конденсаторної батареї, то секціонування фільтру є менш значущим. Для компенсації надлишку реактивної потужності, в якому над сумарною реактивною потужністю фільтру вищих гармонік струму та електроприводів постійного струму привалює реактивна потужність конденсаторної батареї, має бути встановлено реактор відповідної номінальної потужності. Цей реактор може складатися із чотирьох паралельних секцій по аналогії із конденсаторною батареєю. Але у запропонованій математичній моделі реактор описується спрощено за допомогою блоку Three Phase Dynamic Load, зображеного на рис. 7, а. Такий підхід певним чином обмежує область застосування отриманих результатів. В математичній моделі також мається система автоматичного керування реактивною потужністю реактора, яка дозволяє звести до мінімуму сумарну реактивну потужність електроприводів та фільтро-компенсуючого пристрою в статичних і динамічних режимах. В реальних умовах задля здешевлення електромеханічної системи від регулювання реактивної потужності можна відмовитися і прийняти незмінною потужність реактора, наприклад, такою, що дорівнює реактивній потужності конденсаторної батареї. Якщо регулювання реактивної потужності виявляється більш раціональним, то його технічна реалізація може бути здійснена декількома способами. З одного боку, можна встановити керований шунтуючий реактор із підмагнічуванням, а з іншого – статичний тиристорний компенсатор. Також слід звернути увагу на те, що мінімальне значення реактивної потужності реактора, яке може досягатися в статичних і динамічних режимах, є достатньо великим і становить близько 40 % від максимуму. Це впливає з діаграм реактивної потужності реактору на рис. 19. З огляду на це, весь реактор, або кожену з чотирьох його секцій можна виконати у вигляді паралельного з'єднання зви-

чайної і регульованої частини, що сприятиме зменшенню вартості системи керування. Якщо регулювання реактивної потужності обмежити лише статичними режимами роботи електроприводів, то вартість системи керування може бути зменшено ще більше, оскільки скоротиться діапазон зміни потужності реактора. Але при цьому посилиться негативний вплив на роботу електричної мережі електроприводів постійного струму у перехідних процесах, що виразиться у зростанні сумарного споживаного струму й падіння напруги вузлів кабельної лінії. Цей вплив можна послабити шляхом зменшення пускових струмів двигунів. Оцінити економічний ефект від проведення описаних заходів можна шляхом моделювання під час майбутніх досліджень.

Результати виконаних досліджень переконують у тому, що заміна нерегульованого асинхронного електроприводу головних насосів сухого доку на регульований тиристорний електропривод постійного струму здійсненна. При цьому може бути істотно зменшено негативний вплив електроприводу на мережу.

## **6. Висновки**

1. Задля точного моделювання глибокопазних асинхронних двигунів АН-16-41-12 в середовищі MatLab SimPowerSystems запропоновано власну методику визначення за каталожними даними коефіцієнту в'язкого тертя і параметрів Т-подібної схеми заміщення віртуального двигуна. Ця методика спирається на формули, які описують фізичні процеси у Т-подібній схемі за винятком формул номінального і критичного моменту, які відповідають уточненій Г-подібній схемі заміщення.

В блоці віртуального асинхронного двигуна сталі втрати можна врахувати лише за допомогою коефіцієнта в'язкого тертя неподільно. У зв'язку з цим для підвищення точності моделі було запропоновано ввести в розрахунок скореговані значення кратності початкового пускового і критичного моменту.

Тому що набір каталожних даних асинхронного двигуна є перевизначеним, номінальний коефіцієнт потужності обчислюється по інших даних двигуна із наступним порівнянням отриманого результату і заданого значення.

Залежності роторних опорів від ковзання в даній роботі апроксимовані відносно простими елементарними функціями, які забезпечують практично сталі значення цих параметрів при докритичних значеннях ковзання.

Математичну модель короткозамкненого асинхронного двигуна із пазами ротору колбовидного профілю, що пускається, було реалізовано за допомогою блоку асинхронного двигуна з фазним ротором, до затискачів роторної обмотки якого підключене змінне активно-індуктивне навантаження. Два інші аналогічні двигуни, пуск яких вже відбувся, описуються віртуальними блоками асинхронного двигуна з короткозамкненим ротором, при цьому параметри схеми заміщення відповідають номінальному режиму їхньої роботи.

2. Моделювання показало, що навіть при почерговому пусканні електронасосних агрегатів відбувається істотне падіння напруги на затискачах статорної обмотки, яке зростає під час пуску кожного наступного агрегату. Якщо четвертий електронасосний агрегат знаходиться у резерві, то найбільш важкими умовами характеризується пуск третього електронасосного агрегату, коли перші



два працюють в усталеному режимі на закриту засувку напірних водоводів. За результатами моделювання упродовж пуску третього електронасосного агрегату, який триває понад 8 с, падіння лінійної напруги проміжного вузла кабельної лінії складає 8...10 %.

3. Математичну модель електроприводів постійного струму було побудовано зі спільною системою автоматичного керування частотою обертання валу якоря для усіх електронасосних агрегатів. Використовується принцип підпорядкованого регулювання координат електроприводу, причому зворотні зв'язки за струмом якоря і частотою обертання має тільки один двигун постійного струму.

На вході кожного генератору імпульсів керування тиристорів відповідного перетворювача напруги включено резонансний фільтр, налаштований на пропускання гармоніки із частотою мережі. Цим виключаються помилки в роботі, зумовлені комутаційними перепадами або високочастотними коливаннями вхідної лінійної напруги.

Результати поетапного математичного моделювання переконують у тому, що без фільтро-компенсуючого пристрою під час роботи електроприводів постійного струму виникають комутаційні перепади (за абсолютною величиною – спади) лінійної напруги в усіх вузлах кабельної лінії. Споживаний з мережі струм виявляється суттєво несинусоїдальним, а також відбувається споживання реактивної енергії з мережі.

Якщо в математичній моделі додатково враховується паразитна ємність кабельної лінії, то у такому разі виникають високочастотні коливання лінійної напруги в усіх вузлах кабельної лінії. Це створює небезпечні умови для роботи електрообладнання, оскільки миттєва напруга може набувати за абсолютною величиною надмірно високих значень.

4. За наявності конденсаторної батареї виключається можливість появи високочастотних коливань напруги у вузлах кабельної лінії, обумовлених паразитною ємністю. Але форма напруги і сумарного споживаного струму електроприводів істотно відрізняється від синусоїдальної. Також відбувається генерація значної кількості реактивної енергії в мережу, а напруга вузлів лінії може неприпустимо перевищувати номінальне значення.

5. Шляхом встановлення правильно підібраного фільтро-компенсуючого пристрою можна усунути усі перераховані негативні явища, причому для зведення до мінімуму споживання реактивної енергії може виявитися доцільним застосування системи автоматичного керування реактивною потужністю. Ця система керує реактивною потужністю реактору, який компенсує надлишок сумарної реактивної потужності електроприводів постійного струму, конденсаторної батареї і фільтру вищих гармонік струму.

Максимальна потужність реактору, що моделюється, перевищує усталену корисну потужність чотирьох електроприводів постійного струму приблизно у 2,4 рази.

Прийнятна якість перехідних процесів у контурі регулювання сумарної реактивної потужності була досягнута з інтегральним регулятором потужності реактору, який має змінний коефіцієнт підсилення. Поміж інших регулятор виконує функцію обмеження темпу зміни потужності реактора на заданому рівні.

При одночасному пуску чотирьох електронасосних агрегатів, оснащених двигунами постійного струму, на закриту засувку напірних водоводів із загальною тривалістю, меншою 5,5 с, падіння лінійної напруги проміжного вузла кабельної лінії становить 3...7 %.

В математичній моделі використовується єдиний фільтро-компенсуючий пристрій, хоча в реальних умовах може бути здійснено раціональний поділ його на декілька паралельних секцій, що посприє підвищенню надійності і зменшенню споживання активної енергії електромеханічною системою з мережі. У залежності від способу й діапазону регулювання реактор надлишкової реактивної потужності може складатися із паралельного з'єднання регульованої та нерегульованої частини.

Таким чином, досліджено вплив нерегульованого електроприводу змінного струму і регульованого тиристорного електроприводу постійного струму головних насосів сухого доку на внутрішньо-заводську електричну мережу суднобудівельного заводу «Океан» за допомогою детальної математичної моделі, побудованої в середовищі MatLab SimPowerSystems. Показано, що електропривод змінного струму може бути замінено на електропривод постійного струму, але за наявності фільтро-компенсуючого пристрою.

### Література

1. Григорьев, В. Н., Марченко, Д. В., Симаков, Г. В., Смелов, В. А. (1976). Судоспускные и судоподъемные сооружения (проектирование и строительство). Л.: Стройиздат, 176.
2. Бугаев, В. Т., Дубровский, М. П., Яковлев, П. И., Штефан, А. В. (2001). Конструкция сухих доков и их взаимодействие с грунтом. М.: ООО «Недра-Бизнесцентр», 372.
3. Христо, П. Е. (2015). Энергосберегающее управление главными насосами сухого дока. Электротехнические и компьютерные системы, 19 (95), 154–159. doi: <https://doi.org/10.15276/eltecs.19.95.2015.36>
4. Khristo, P. (2018). Experimental study into optimal interdependence of energy-time costs for emptying a dry dock. Eastern-European Journal of Enterprise Technologies, 4 (2 (94)), 35–55. doi: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2018.139674>
5. Нейман, З. Б., Пекне, В. З., Моз, Л. С. (1974). Крупные вертикальные электродвигатели переменного тока. М.: Энергия, 376.
6. Talib, M. H. N., Ibrahim, Z., Rahim, N. A., Hasim, A. S. A. (2013). Characteristic of Induction Motor Drives Fed by Three Leg and Five Leg Inverters. Journal of Power Electronics, 13 (5), 806–813. doi: <https://doi.org/10.6113/jpe.2013.13.5.806>
7. Singh, B., Kumar, G. (2008). Battery Energy Storage System Based Controller for a Wind Turbine Driven Isolated Asynchronous Generator. Journal of Power Electronics, 8 (1), 81–90.
8. Jo, G.-J., Choi, J.-W. (2018). A Novel Method for the Identification of the Rotor Resistance and Mutual Inductance of Induction Motors Based on MRAC and RLS Estimation. Journal of Power Electronics, 18 (2), 492–501. doi: <https://doi.org/10.6113/JPE.2018.18.2.492>

9. Wang, M., Wang, D., Dong, G., Wei, H., Liang, X., Xu, Z. (2019). Simplified Rotor and Stator Resistance Estimation Method Based on Direct Rotor Flux Identification. *Journal of Power Electronics*, 19 (3), 751–760. doi: <https://doi.org/10.6113/JPE.2019.19.3.751>
10. Сивокобыленко, В. Ф., Павлюков, В. А. (1979). Расчет параметров схем замещения и пусковых характеристик глубокопазных асинхронных машин. *Электричество*, 10, 35–39.
11. Герман-Галкин, С. Г. (2001). Компьютерное моделирование полупроводниковых систем в MATLAB 6.0. СПб.: КОРОНА принт, 320.
12. Черных, И. В. (2008). Моделирование электротехнических устройств в MATLAB, SimPowerSystems и Simulink. М.: ДМК Пресс; СПб.: Питер, 288.
13. Туганов, М. С. (1978). Судовой бесконтактный электропривод. Ленинград: Судостроение, 288.
14. Jannati, M., Idris, N. R. N., Aziz, M. J. A. (2016). Performance Evaluation of the Field-Oriented Control of Star-Connected 3-Phase Induction Motor Drives under Stator Winding Open-Circuit Faults. *Journal of Power Electronics*, 16 (3), 982–993. doi: <https://doi.org/10.6113/jpe.2016.16.3.982>
15. Zhu, R.-W., Wu, X.-J. (2014). Simplified SVPWM that Integrates Overmodulation and Neutral Point Potential Control. *Journal of Power Electronics*, 14 (5), 926–936. doi: <https://doi.org/10.6113/jpe.2014.14.5.926>
16. Sun, C., Ai, S., Hu, L., Chen, Y. (2015). The Development of a 20MW PWM Driver for Advanced Fifteen-Phase Propulsion Induction Motors. *Journal of Power Electronics*, 15 (1), 146–159. doi: <https://doi.org/10.6113/jpe.2015.15.1.146>
17. Daigavane, M., Suryawanshi, H., Khan, J. (2007). A Novel Three Phase Series-Parallel Resonant Converter Fed DC-Drive System. *Journal of Power Electronics*, 7 (3), 222–232.
18. Singh, B., Bist, V. (2013). Improved Power Quality IHQRR-BIFRED Converter Fed BLDC Motor Drive. *Journal of Power Electronics*, 13 (2), 256–263. doi: <https://doi.org/10.6113/jpe.2013.13.2.256>
19. Ключев, В. И. (2001). Теория электропривода. М.: Энергоатомиздат, 704.
20. Колесник, Г. П. (2017). Кабельные и воздушные линии электропередачи. Владимир: Владим. гос. ун-т, 126.
21. Азарх, Д. Н.; Зеленова, С. П., Эйфеля, А. И. (Ред.) (1953). Насосы. Каталог-справочник. М.: Гос. Науч.-тех. изд. маш.-строит. и суд.-строит. лит., 428.
22. Булгар, В. В. (2006). Теорія електроприводу. Одеса: Поліграф, 408.
23. Кравчик, А. Э., Шлаф, М. М., Афонин, В. И., Соболенская, Е. А. (1982). Асинхронные двигатели серии 4А. М.: Энергоиздат, 504.
24. Гайсаров, Р. В., Щелконогов, А. Е., Каюков, С. И., Локтюшин, К. Н. (2004). Справочник по высоковольтному оборудованию электроустановок. Версия: 2.0. Южно-Уральский государственный университет.
25. Елисеев, В. А., Шинянский, А. В. (Ред.) (1983). Справочник по автоматизированному электроприводу. М.: Энергоатомиздат, 616.
26. Копылов, И. П., Клоков, Б. К. (Ред.) (1988). Справочник по электрическим машинам. Т. 2. М.: Энергоатомиздат, 456.

27. Евзеров, И. Х., Горобец, А. С., Мошкович, Б. И. и др.; Перельмутер, В. М. (Ред.) (1988). Комплетные тиристорные электроприводы. М.: Энергоатомиздат, 319.

28. Герасимьяк, Р. П. (1992). Повышение качества систем автоматического управления. К.: УМК ВО, 100.

29. Зименков, М. Г., Розенберг, Г. В., Феськов, Е. М. (Ред.) (1983). Справочник по наладке электрооборудования промышленных предприятий. М.: Энергоатомиздат, 480.

Тільки для читання